



**Gonçalo Pedro  
Santos das Neves**

**Simulação Numérica por Elementos Finitos da  
Maquinagem de Titânio e Suas Ligas.**





**Gonçalo Pedro  
Santos das Neves**

**Simulação Numérica por Elementos Finitos da  
Maquinagem de Titânio e Suas Ligas.**

Dissertação apresentada à Universidade de Aveiro para cumprimento dos requisitos necessários à obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica, realizada sob a orientação científica do Prof. Doutor João Paulo Davim Tavares da Silva, Professor Auxiliar com Agregação do Departamento Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro.



Dedico este trabalho à Sónia Marabuto, companheira a todo o instante de todas as Lutas e de todos os Sonhos, e dedico aos meus Pais, Arminda Amaral dos Santos e José Mateus Calisto das Neves.



## **o júri**

Presidente

Professor Doutor Robertt Ângelo Fontes Valente

Professor Auxiliar do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro

Professor Doutor Altino de Jesus Roque Loureiro

Professor Associado com Agregação do Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra

Professor Doutor João Paulo Davim Tavares da Silva

Professor Auxiliar com Agregação do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro





## **agradecimentos**

Ao professor Doutor Paulo Davim, orientador, pela disponibilidade e tempo investido no exercício de orientação deste trabalho.

Aos meus pais, Arminda Amaral dos Santos e José Mateus Calisto das Neves, pelo apoio, investimento e fé em mim, no meu esforço e no meu trabalho.

À Sónia Raquel Marabuto pelo apoio permanente na elaboração deste trabalho.



*“Vês a glória do mundo? é a glória vã, nada tem de estável, tudo passa!  
Nada te perturbe, nada te espante, tudo passa.  
Sendo Deus o seu tesouro, nada lhe falta.  
Ide, pois, bens do teu mundo, pois tudo é nada.  
Ainda que tudo percas, só Deus basta!  
Quem a Deus tem, nada lhe falta, pois só Deus basta”*

*Santa Tereza D'Ávila*



**palavras-chave**

Maquinagem; titânio e suas ligas; simulação numérica por elementos finitos; forças e temperaturas de maquinagem; formação da apara; lubrificação e refrigeração; tensões residuais; corte tridimensional.

**resumo**

O presente trabalho, contempla a simulação numérica por elementos finitos da maquinagem do titânio e suas ligas, e posterior validação das previsões a partir de dados obtidos por meio experimental, disponibilizados na literatura, por vários autores.

Recorreu-se ao software *AdvantEdge*<sup>®</sup>, para levar a cabo simulações numéricas do torneamento ortogonal a seco e com fluido de corte assim como para o torneamento tridimensional. Os dados sujeitos a validação são as forças envolvidas na maquinagem, a temperatura máxima na ferramenta de corte, a forma da apara obtida, o grau de recalque, e as tensões residuais.

É feita a apresentação e discussão dos valores previstos por simulação numérica tendo os dados experimentais como meio de comparação.



**keywords**

Machining; titanium and its alloys; numerical simulation by finite elements; forces and temperatures of machining; chip formation; lubrication and cooling; residual stresses; three-dimensional cutting.

**abstract**

The present work comprises numerical simulation by finite element method of machining titanium and its alloys, followed by results validation through experimental data described in literature.

To carry out numerical simulations it was used *AdvantEdge*<sup>®</sup>, a finite element software, to predict dry and lubricated orthogonal cutting as well as three-dimensional cutting. Data collected for experimental validation were cutting forces, tool maximum cutting temperature, size and type of the chip obtained, cutting ratio and residual stress.

The results obtained through numerical simulation are presented, discussed and compared with experimental data collected in literature.





## Índice

Índice .....	i
Índice de Figuras .....	iii
Índice de Tabelas .....	viii
Nomenclatura .....	xi
Abreviaturas .....	xiii
1 Introdução .....	1
1.1 Considerações gerais .....	1
1.2 Objectivos e organização do presente trabalho .....	2
2 Revisão bibliográfica .....	5
2.1 Titânio e suas ligas .....	5
2.1.1 Metalurgia .....	5
2.1.2 Propriedades mecânicas e físicas .....	8
2.1.3 Tipos de ligas existentes .....	10
2.1.4 Aplicações .....	11
2.2 Maquinagem do titânio e suas ligas .....	14
2.2.1 Parâmetros e ferramentas de corte .....	14
2.2.1.1 Parâmetros de corte .....	14
2.2.1.2 Material e geometria da ferramenta .....	15
2.2.1.3 Fluido de corte .....	17
2.2.1.4 Condições de corte testadas .....	19
2.2.2 Maquinabilidade .....	19
2.2.2.1 Forças e temperaturas de corte .....	21
2.2.2.2 Apara e o seu mecanismo de formação .....	23
2.2.2.3 Desgaste da ferramenta .....	26
2.2.2.4 Integridade superficial .....	32
2.3 Síntese .....	36
3 Simulação numérica da maquinagem por elementos finitos .....	37
3.1 Aspectos gerais .....	37
3.1.1 Softwares comerciais tipicamente usados .....	38
3.2 Programa de simulação por elementos finitos <i>AdvantEdge</i> ® .....	42
3.2.1 Criação de um projecto .....	44
3.2.2 Definição da peça .....	44
3.2.3 Definição da ferramenta de corte .....	45
3.2.4 Definição dos parâmetros e condições de corte .....	48
3.2.5 Definição dos parâmetros de simulação .....	50
3.3 Recolha dos resultados e validação .....	51
4 Resultados obtidos e sua discussão .....	55

4.1	Corte ortogonal .....	56
4.1.1	Forças de corte, forma da apara, grau de recalque .....	56
4.1.2	Forças de corte e de avanço, e formação da apara .....	63
4.1.3	Forças de corte e frequência de segmentação da apara .....	77
4.1.4	Temperatura máxima na ferramenta de corte .....	80
4.2	Corte lubrificado e refrigerado .....	90
4.2.1	Temperatura máxima na ferramenta de corte .....	90
4.3	Análise das tensões residuais .....	97
4.4	Corte tridimensional .....	101
4.4.1	Força tangencial, radial e axial .....	101
4.4.2	Temperatura máxima na ferramenta de corte .....	107
4.5	Outros testes .....	112
4.5.1	Desgaste na ferramenta de corte .....	112
4.5.2	Materiais para ferramentas de corte .....	114
5	Conclusões e sugestões para trabalhos futuros .....	119
5.1	Corte ortogonal .....	119
5.2	Corte lubrificado e refrigerado .....	121
5.3	Tensões residuais .....	122
5.4	Corte tridimensional .....	122
5.5	Resumo .....	123
5.6	Sugestões para trabalhos futuros .....	124
6	Bibliografia .....	125
ANEXOS .....		129
Anexo A – Representação dos ângulos característicos da geometria da ferramenta de corte		130
Anexo B – Parâmetros e geometrias de corte para o torneamento do titânio e suas ligas.....		132
Anexo C – Modelos Analíticos Aplicados .....		133
C1 – Ângulo de corte, Grau de recalque: .....		133
C2 – Tensões no plano de corte:.....		133
C3 – Deformação velocidade de deformação no plano de corte: .....		133
C4 – Modelo para o coeficiente de atrito: .....		133
C5 – Cálculo para o erro relativo: .....		133
C6 – Modelo de Boothroyd: .....		133
Anexo D – Composição química e propriedades mecânicas das ligas submetidas aos testes		135

## Índice de Figuras

Figura 1.1: Fases estabelecidas do trabalho. ....	3
Figura 1.2: Dados de saída do software <i>AdvantEdge</i> <sup>®</sup> ; a) Forma da apara e temperatura da apara, ferramenta e peça; b) Gráfico da temperatura e potência em função do tempo; c) Gráfico da temperatura e das forças em função do tempo. ....	3
Figura 1.3: Dados de saída do software <i>AdvantEdge</i> <sup>®</sup> ; a) Desgaste da ferramenta; b) Gráfico das tensões residuais. ....	4
Figura 2.1: Estruturas cristalinas assumidas pelo titânio comercialmente puro (Smith, 1981). ....	6
Figura 2.2: Exemplo de produtos fabricados em titânio; a) Rotor de uma turbina de um motor a jacto de um avião (Matthew J. Donachie, 2000); b) Placa e parafusos para osteosíntese (Liu et al., 2004). ....	12
Figura 2.3: Valores das forças de corte e de avanço obtidos na maquinagem de Ti6Al4V e Ti555.3; f: 0,1mm/rev; L: 2mm; $\alpha$ : 6°; $\gamma$ : 7°; ferr.: Carboneto K15 (Arrazola et al., 2009). ....	22
Figura 2.4: Valores das forças de corte e de avanço obtidos na maquinagem de Ti6Al4V e Ti54M; f: 0,1mm/rev; L: 2mm; $\alpha$ : 6°; $\gamma$ : 7°; ferr.: Carboneto K15; (Armendia et al., 2010). ....	22
Figura 2.5: Material aderido na face de ataque das ferramentas em carboneto sinterizado K15 após a maquinagem de Ti6Al4V a 80m/min (à esquerda) e Ti555.3 a 50m/min (à direita) Armendia et al. (2010). ....	23
Figura 2.6: Ilustração da formação da apara na maquinagem das ligas de titânio (Komanduri & Turkovich, 1981). ....	24
Figura 2.7: Formação da apara serrilhada na maquinagem de Ti6Al4V (Calamaz et al., 2008). ...	25
Figura 2.8: Morfologia da apara em função da velocidade de corte ( $V_c$ ) e do avanço (f) (Barry et al., 2001). ....	26
Figura 2.9: Desgaste típico da ferramenta na maquinagem de titânio e suas ligas (Ezugwu, 2005). ....	27
Figura 2.10: Testes realizados para o desgaste de uma ferramenta em carboneto K20; ....	29
Figura 2.11: Desgaste da face de saída (VB) para 15 minutos de teste; f: 0,1mm/rev; L: 2mm; $\alpha$ : 6°; $\gamma$ : 7°; Ferramenta: Carboneto K15; Arrazola et al., (2009). ....	30
Figura 2.12: Desgaste da face de saída (VB) para 15 minutos de teste; f: 0,1mm/rev; L: 2mm; $\alpha$ : 6°; $\gamma$ : 7°; Ferramenta: Carboneto K15; Armendia et al., (2010). ....	31
Figura 2.13: Desgaste da zona de saída para um tempo de maquinagem 15 minutos e $V_c$ = 90m/min para o Ti6Al4V (à direita) e Ti54M (à esquerda) Armendia et al., (2010). ....	31
Figura 2.14: Teste comparativo de desgaste entre ferramentas de PCB, CBN e Carboneto revestido Nabhani, (2001). ....	32
Figura 2.15: Perfil da tensão residual obtido por torneamento de Ti6Al4V; $V_c$ : 120m/min; f: 0.25mm/rev (Hughes, Sharman, & Ridgway, 2005). ....	34

Figura 2.16: Rugosidade média aritmética obtida no Ti5Al4Mo2Sn6Si2Fe em teste comparativo de três ferramentas Nabhani, (2001). .....	35
Figura 3.1: Arquitetura comum do software FEM para maquinagem. ....	40
Figura 3.2: Processo de adaptação e redefinição da malha no software <i>AdvantEdge</i> ®.....	43
Figura 3.3: Janelas de definição da geometria e material da peça para casos 3D e 2D (software <i>AdvantEdge</i> ®). ....	45
Figura 3.4: Janelas de definição da geometria da ferramenta de corte para os casos 2D e 3D (software <i>AdvantEdge</i> ®). ....	46
Figura 3.5: Materiais disponíveis para as ferramentas de corte do <i>AdvantEdge</i> ®.....	46
Figura 3.6: Janela de definição dos parâmetros e constantes do modelo de desgaste. ....	48
Figura 3.7: Janela de introdução dos dados relativos aos parâmetros de corte. ....	48
Figura 3.8: Fenômeno de convecção forçada no corte refrigerado. ....	49
Figura 3.9: Excerto da janela de definição dos parâmetros de simulação (software <i>AdvantEdge</i> ®). ....	51
Figura 3.10: Ambiente de trabalho do <i>Tecplot</i> ®. ....	51
Figura 3.11: Exemplo de previsões possíveis de extrair do <i>Tecplot</i> ®.....	52
Figura 3.12: Exemplo dos gráficos de saída do <i>Tecplot</i> ®.....	52
Figura 3.13: Contraste de duas imagens obtidas no <i>AdvantEdge</i> ® de uma ferramenta antes e depois de um teste de desgaste. ....	53
Figura 4.1: Valores experimentais de Barry et al. (2001) e valores simulados das forças de corte em função da velocidade de corte, para diferentes avanços.....	57
Figura 4.2: Comparação entre a forma das aparas obtidas na simulação com as obtidas experimentalmente por Barry et al. (2001). ....	58
Figura 4.3: Recolha dos valores de espessura da aparta pós o corte, ( $f=0,08\text{mm/rev}$ ; $V_c=120\text{m/min}$ ). ....	59
Figura 4.4: Valores experimentais com os simulados dos graus de recalque médios em função da velocidade de corte. ....	60
Figura 4.5: Máxima temperatura de corte em função da velocidade de corte para diferentes avanços. ....	60
Figura 4.6: Previsão da distribuição da temperatura para as simulações com velocidade de corte de $15\text{m/min}$ , avanços de, a) $0,06\text{mm/rev}$ , b) $0,08\text{mm/rev}$ e c) $0,1\text{mm/rev}$ , para velocidade de corte de $60\text{m/min}$ , com avanços de, d) $0,06\text{mm/rev}$ , e) $0,08\text{mm/rev}$ e f) $0,1\text{mm/rev}$ e para velocidades de corte de $180\text{m/min}$ , com avanços de, g) $0,06\text{mm/rev}$ , h) $0,08\text{mm/rev}$ e i) $0,1\text{mm/rev}$ . ....	62
Figura 4.7: Comparação dos valores experimentais e simulados das forças de corte e de avanço, em função da velocidade de corte para o corte ortogonal da liga Ti6Al4V.....	65
Figura 4.8: Comparação dos valores experimentais com os simulados das forças de corte e de avanço, em função da velocidade de corte para o corte ortogonal da liga Ti555.3.....	66

Figura 4.9: Comparação dos valores experimentais com os simulados das forças de corte e de avanço, em função da velocidade de corte, para o corte ortogonal da liga Ti54M. ....	67
Figura 4.10: Comparação dos valores de temperatura máxima na aresta da ferramenta por FEM com os valores obtidos analiticamente pelo modelo de Boothroyd, em função da velocidade de corte.....	68
Figura 4.11: Distribuição das temperaturas e gráficos das forças de corte e avanço, potência de corte e temperatura para o torneamento ortogonal da ligas Ti6Al4V, para diferentes velocidades de corte. ....	70
Figura 4.12: Aparas obtidas na simulação numérica FEM e experimentalmente por Arrazola et al. (2009) no corte ortogonal da liga Ti6Al4V, para diferentes velocidades de corte, com avanço de 0,1mm/rev e largura de corte de 2mm. ....	71
Figura 4.13: Distribuição das temperaturas e gráficos das forças de corte e avanço, potência de corte e temperatura para o torneamento ortogonal das liga Ti54M para diferentes velocidades de corte.....	72
Figura 4.14: Aparas obtidas na simulação numérica FEM e experimentalmente por Armendia et al. (2010) no corte ortogonal da liga Ti54M, para diferentes velocidades de corte, avanço de 0,1mm/rev e largura de corte de 2mm. ....	73
Figura 4.15: Distribuição das temperaturas e gráficos das forças de corte e avanço, potência de corte e temperatura para o torneamento ortogonal das liga Ti555.3 para diferentes velocidades de corte. ....	74
Figura 4.16: Aparas obtidas na simulação numérica FEM e experimentalmente por Arrazola et al. (2009) no corte ortogonal da liga Ti555.3 para diferentes velocidades de corte, com avanço de 0,1mm/rev e largura de corte de 2mm. ....	75
Figura 4.17: Valores recolhidos da simulação numérica e valores experimentais das forças de corte em função da velocidade de corte. ....	78
Figura 4.18: Valores da frequência de corte obtidos na simulação numérica e os recolhidos experimentalmente. ....	79
Figura 4.19: Aparas obtidas nas simulações com velocidades de corte a) 50m/min, b)150m/min. ....	79
Figura 4.20: Valores da temperatura máxima da ferramenta de corte obtidos na simulação numérica e os recolhidos experimentalmente em função da velocidade de corte. ....	81
Figura 4.21: Distribuição da temperatura prevista pela simulação numérica do corte ortogonal da liga Ti6Al4V, para diferentes velocidades de corte, com avanço de 0,1mm/rev e largura de corte de 0,5mm.....	82
Figura 4.22: Valores da temperatura máxima da ferramenta de corte, obtidos na simulação numérica e os recolhidos experimentalmente em função do avanço. ....	83
Figura 4.23: Distribuição da temperatura prevista por simulação numérica do corte ortogonal da liga Ti6Al4V, para diferentes avanços, com velocidade de corte de 27,88m/min e largura de corte de 0,5mm.....	84

Figura 4.24: Valores do comprimento de contacto e temperatura máxima da ferramenta de corte obtidos por simulação numérica, e valores de temperatura recolhidos experimentalmente, em função do ângulo de ataque. ....	85
Figura 4.25: Previsão da distribuição do calor na simulação numérica FEM, para ângulos de ataque de 6° a -10°.....	86
Figura 4.26: Forças de corte e de avanço registadas por simulação numérica, em função do ângulo de ataque utilizado.....	88
Figura 4.27: Valores de temperatura máxima na ferramenta de corte registados experimentalmente por Hong & Ding (2001), assim como os previstos por simulação numérica levadas a cabo pelos autores e por este trabalho ( $f=0,254\text{mm/rev}$ ; $L=1,27\text{mm}$ ; $V_c=90\text{m/min}$ ).....	92
Figura 4.28: Temperatura máxima na ferramenta de corte em função da velocidade de corte, para a maquinagem a seco de Ti6Al4V, ( $f=0,254\text{mm/rev}$ ; $L=1,27\text{mm}$ ).....	92
Figura 4.29: Temperatura máxima na ferramenta de corte em função da velocidade de corte, para a maquinagem com emulsão de Ti6Al4V, ( $f=0,254\text{mm/rev}$ ; $L=1,27\text{mm}$ ).....	93
Figura 4.30: Temperatura máxima na ferramenta de corte em função da velocidade de corte, para a maquinagem com nitrogénio líquido de Ti6Al4V, ( $f=0,254\text{mm/rev}$ ; $L=1,27\text{mm}$ ).....	93
Figura 4.31: Previsão da distribuição da temperatura pelo <i>AdvantEdge</i> ®, para o corte a seco, o corte com emulsão e para o corte refrigerado com nitrogénio líquido para diferentes velocidades de corte testadas. ....	94
Figura 4.32: Tensões residuais para a direcção do corte (XX) obtidas experimentalmente por Hughes et al. (2005) e previstas por simulação numérica FEM, para um avanço de 0,25mm/rev.....	98
Figura 4.33: Tensões residuais para a direcção do avanço (YY) obtidas experimentalmente por Hughes et al. (2005) e previstas por simulação numérica FEM, para um avanço de 0,25mm/rev.....	98
Figura 4.34: Tensões residuais para a direcção do corte (XX) obtidas experimentalmente por Hughes et al. (2005) e previstas por simulação numérica FEM, para um avanço de 0,4mm/rev.....	99
Figura 4.35: Tensões residuais para a direcção do avanço (YY) obtidas experimentalmente por Hughes et al. (2005) e previstas por simulação numérica FEM, para um avanço de 0,4mm/rev.....	99
Figura 4.36: Valores das forças tangenciais, radiais e axiais para o torneamento tridimensional com avanço de 0,254mm/rev. ....	103
Figura 4.37: Valores das forças tangenciais, radiais e axiais para o torneamento tridimensional com avanço de 0,381mm/rev. ....	104
Figura 4.38: Apra obtida no torneamento tridimensional com avanço de 0,254mm/rev, velocidade de corte de 48,8m/min e largura de corte de 1,02mm, por Li & Shih (2005). ....	105
Figura 4.39: Previsão da formação da apra, da distribuição da temperatura e forças envolvidas no corte, obtidas por simulação numérica com o <i>AdvantEdge</i> ®. ....	105

Figura 4.40: Valores máximos de temperatura na ferramenta de corte obtidos nas simulações numéricas executadas por Li & Shih (2005), e os obtidos neste trabalho.....	106
Figura 4.41: Valores de temperatura máxima na ferramenta de corte em função da velocidade de corte, para o torneamento de Ti6Al6V2Sn com avanços de 0,1 e 0,022mm/rev. ....	108
Figura 4.42: Simulação numérica da formação da apara, da distribução da temperatura e das forças envolvidas no corte ( $V_c=100\text{m/min}$ , $f=0,1\text{mm/rev}$ , $L=2,5\text{mm}$ ). ....	109
Figura 4.43: Previsão da distribução da temperatura na ferramenta de corte para diferentes velocidades de corte, ( $f=0,1\text{mm/rev}$ , $L=2,5\text{mm}$ ).....	109
Figura 4.44: Valores de temperatura em função do ângulo de inclinação para diferentes velocidades de corte, ( $f=0,022\text{mm/rev}$ ).....	111
Figura 4.45: Distribuo da temperatura e formação da apara para o corte da liga Ti6Al6V2Sn, para diferentes ângulos de inclinação, velocidade de corte de 100m/min e largura de corte de 2,5mm.....	111
Figura 4.46: Contraste entre as duas imagens obtidas da ferramenta de corte antes e depois de 135segundos de maquinagem da liga Ti6Al4V, com uma velocidade de corte de 80m/min. ....	113
Figura 4.47: Valores das forças de corte e de avanço, da potência de corte e da temperatura da ferramenta extraídos do <i>AdvantEdge</i> <sup>®</sup> , para o teste de Ti6Al4V, para uma velocidade de corte de 80m/min.....	114
Figura 4.48: Comparação entre os valores de força de corte, força de avanço e temperatura máxima, previstos na simulação numérica para diferentes materiais constituintes das ferramentas de corte. ....	116
Figura 4.49: Previsão da distribução da temperatura obtida na simulação numérica no corte da liga Ti6Al4V, para diferentes materiais constituintes das ferramentas de corte. ....	116
Figura A1: ngulos representativos da geometria e posicionamento da ferramenta de corte.....	131
Figura A2: Valor da proporção de calor da zona de corte conduzido para a peça em função de $R.\tan(\Phi)$ .....	134

## Índice de Tabelas

Tabela 2.1: Propriedades mecânicas e físicas do titânio (Froes et al., 1996). .....	9
Tabela 2.2: Comparativo entre as propriedades do titânio puro com a liga Ti6AL4V da liga Ti6Al7Nb do alumínio 7075-O e do aço AISI-1045 (Machado & Wallbank, 1990). .....	9
Tabela 2.3: Graus atribuídos para do titânio comercialmente puro. ....	10
Tabela 2.4: Exemplo de alguns graus atribuídos para as ligas titânio. ....	10
Tabela 2.5: Parâmetros de corte recomendados para torneamento de titânio e suas ligas (Matthew J. Donachie, 2000). ....	15
Tabela 2.6: Parâmetros e ferramentas de corte testados por diversos autores. ....	19
Tabela 2.7: Comparação da maquinabilidade de alguns materiais e de algumas ligas de titânio comuns (Matthew J. Donachie, 2000). ....	21
Tabela 2.8: Mecanismos dominantes de desgaste para alguns materiais de ferramentas de corte no torneamento do titânio e suas ligas (Ezugwu & Wang, 1997). ....	28
Tabela 2.9: Parâmetros de corte vs tensões residuais. ....	34
Tabela 3.1: Comparação entre os três softwares FEM mais usados para maquinagem. ....	42
Tabela 3.2: Constantes obtidas para o modelo de desgaste. ....	47
Tabela 4.1: Literatura consultada. ....	55
Tabela 4.2: Parâmetros de entrada do software FEM e dados experimentais. ....	56
Tabela 4.3: Valores de força de corte obtidos por Barry et al. (2001), e os obtidos pela simulação numérica acompanhados pelo erro relativo. ....	57
Tabela 4.4: Grau de recalque observado por Barry et al. (2001), e pela simulação numérica bem como o respectivo erro relativo. ....	59
Tabela 4.5: Parâmetros de entrada inseridos do software FEM e dados experimentais. ....	64
Tabela 4.6: Comparação dos valores de força de corte e avanço obtidos por Arrazola et al. (2009) e por Armendia et al. (2010), como os da simulação numérica, acompanhados pelo erro relativo. ....	64
Tabela 4.7: Comparação dos valores de força de corte e avanço obtidos por Arrazola et al. (2009), como os da simulação numérica, acompanhados pelo erro relativo. ....	66
Tabela 4.8: Comparação dos valores de força de corte e avanço obtidos por Armendia et al. (2010), como os da simulação numérica, acompanhados pelo erro relativo. ....	67
Tabela 4.9: Valores máximos de temperatura de corte obtidos pelo modelo de temperatura de Boothroyd, e os obtidos por simulação numérica acompanhados pelo erro relativo. ....	68
Tabela 4.10: Parâmetros de entrada inseridos do software FEM e dados experimentais. ....	77
Tabela 4.11: Comparação dos valores de força de corte obtidos por Cotterell & Byrne (2007), com os da simulação numérica, acompanhados pelo erro relativo. ....	77
Tabela 4.12: Valores da frequência segmentação da apara recolhidos na simulação numérica. ....	79
Tabela 4.13: Parâmetros de entrada inseridos do software FEM e dados experimentais. ....	80



Tabela 4.14: Comparação dos valores máximos de temperatura na ferramenta de corte obtidos experimentalmente por Varma et al. (2004) com os da simulação numérica para diferentes velocidades de corte, acompanhados pelo erro relativo.....	81
Tabela 4.15: Comparação dos valores máximos de temperatura na ferramenta de corte, obtidos experimentalmente por Varma et al. (2004) com os da simulação numérica para diferentes avanços, acompanhados pelo erro relativo. ....	83
Tabela 4.16: Comparação dos valores máximos de temperatura na ferramenta de corte obtidos experimentalmente por Varma et al. (2004) com os da simulação numérica para diferentes ângulos de ataque, acompanhados pelo erro relativo. ....	85
Tabela 4.17: Comprimentos de contacto entre a apara e a face de ataque da ferramenta. ....	87
Tabela 4.18: Forças de corte e de avanço registadas na simulação numérica, para os diferentes ângulos de ataque. ....	87
Tabela 4.19: Parâmetros utilizados por Hong & Ding (2001), assim como os dados de entrada inseridos no software. ....	90
Tabela 4.20: Valores de temperatura do fluido e coeficiente de convecção estabelecidos no <i>AdvantEdge</i> <sup>®</sup> .....	91
Tabela 4.21: Valores da temperatura máxima na ferramenta de corte, obtidos experimentalmente e por simulação numérica por Hong & Ding (2001), assim como os previstos neste trabalho por simulação numérica com o <i>AdvantEdge</i> <sup>®</sup> .....	91
Tabela 4.22: Parâmetros utilizados por Hughes et al. (2005) e dados de entrada inseridos no software. ....	97
Tabela 4.23: Parâmetros utilizados por Li & Shih, (2005), e dados de entrada inseridos no <i>AdvantEdge</i> <sup>®</sup> .....	101
Tabela 4.24: Valores da força tangencial, da força radial e da força axial obtidos por Li & Shih (2005), e obtidos por simulação numérica para a liga Ti Cp (grau 2).....	102
Tabela 4.25: Valores máximos de temperatura na ferramenta de corte obtidos nas simulações numéricas executadas por Li & Shih (2005), e os obtidos neste trabalho.....	106
Tabela 4.26: Parâmetros utilizados por Kitagawa et al. (1996) e dados de entrada inseridos no <i>AdvantEdge</i> <sup>®</sup> .....	107
Tabela 4.27: Valores da temperatura máxima na ferramenta de corte, obtidos experimentalmente por Kitagawa et al. (1996), assim como os previstos por simulação numérica, para avanços de 0,1 e 0,022mm/rev. ....	108
Tabela 4.28: Valores da temperatura máxima na ferramenta de corte, obtidos experimentalmente por Kitagawa et al. (1996), assim como os previstos por simulação numérica. ....	110
Tabela 4.29: Parâmetros de entrada inseridos do software FEM.....	115
Tabela 4.30: Previsão obtida por simulação numérica para o valor das forças de corte, forças de avanço e temperatura máxima na ferramenta de corte. ....	115
Tabela A1: Nomenclatura da geometria e posicionamento da ferramenta no <i>AdvantEdge</i> <sup>®</sup> , para testes 2D e 3D.....	130

Tabela A2: Parâmetros recomendados para torneamento de desbaste: .....	132
Tabela A3: Tabela de parâmetros recomendados para torneamento de semi-acabamento: .....	132
Tabela A4: Composição química e propriedades mecânicas das ligas estudadas. ....	135

## Nomenclatura

$\alpha$	Fase alotr3pica de estrutura cristalina hexagonal compacta
$\alpha_o$	Ângulo de saída ortogonal [°]
$\beta$	Fase alotr3pica de estrutura cristalina cúbica de corpo centrado
$c$	Capacidade calorífica específica [J / Kg°C]
$\gamma_o$	Ângulo de ataque ortogonal [°]
$\varepsilon$	Deformação plástica
$\dot{\varepsilon}$	Taxa de deformação plástica [s <sup>-1</sup> ]
$e'$	Espessura da apara após corte [mm]
$e$	Espessura da apara não deformada [mm]
$Er$	Erro relativo
$c$	Capacidade calorífica específica [J/Kg°C]
$E$	M3dulo de Young [GPa]
$f$	Avanço [mm/rev]
$f'$	Espessura final da apara [mm]
$fr$	Frequência [Hz]
$F_f$	Força de avanço [N]
$F_c$	Força de corte [N]
$Fi$	Forma do incerto
$F_x$	Força tangencial [N]
$F_y$	Força radial [N]
$F_z$	Força axial [N]
$Gr$	Grau de recalque [mm]
$\theta$	Temperatura máxima de corte [°C]
$X$	Ângulo de posição de entrada da aresta [°]
$X'$	Ângulo de posição de saída da aresta [°]
$k$	Condutividade térmica [J/smK]
$L$	Largura de corte [mm]
$l_o$	Comprimento de contacto [mm]
$\rho$	Peso específico [Kg/m <sup>3</sup> ]
$P_c$	Potência de corte [J/s]
$\lambda$	Ângulo principal de inclinação da aresta [°]
$\lambda'$	Ângulo secundário de inclinação da aresta [°]
$P_f$	Taxa de geração de calor por fricção [J/s]
$P_m$	Taxa de geração de calor [J/s]
$P_s$	Taxa de geração de calor no corte [J/s]
$\Phi$	Ângulo de corte [°]
$\Gamma$	Proporção de calor da zona de corte conduzido para a peça

$r$	Raio de ponta da ferramenta [mm]
$r_g$	Raio de gume da ferramenta [mm]
$R$	Número térmico
$R_c$	Razão de corte [mm]
$T_m$	Tempo de maquinagem [seg]
$T_{max}$	Temperatura máxima de corte [°C]
$u$	Coeficiente de atrito
$\nu$	Coeficiente de Poisson
$V_c$	Velocidade de Corte [m/min]
$V_{Sim}$	Valor obtido na simulação
$V_{Exp}$	Valor obtido experimental

## Abreviaturas

AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
APC	<i>Aresta Postia de Corte</i>
ASME	<i>American Society of Mechanical Engineering</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
CAD	<i>Computer Aided Design</i>
CAM	<i>Computer Aided Manufacture</i>
CBN	<i>Cubic Boron Nitride</i>
CCC	Estrutura Cristalina Cbica de Corpo Centrado
CNC	<i>Computer Numeric Control</i>
CP	Comercialmente Puro
ELI	<i>Extra-Low Intersticial</i>
FEM	<i>Finite Element Model</i>
HC	Estrutura Cristalina Hexagonal Compacta
HSS	<i>High Speed Steel</i>
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
MEF	Método de Elementos Finitos
PCD	<i>Polycrystalline Diamond</i>
SIALON	<i>Silicon, Aluminum, Oxygen, Nitrogen</i>
TR	Tensões Residuais



# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 CONSIDERAŐES GERAIS

O titânio devido a sua óptima razão resistência mecânica/peso, alta dureza a quente, excelentes características anti-corrosivas e biocompatibilidade, surgiu como uma nova alternativa para a indústria moderna no intuito de não só substituir os metais mais correntes mas também obter melhorias no desempenho dos produtos daí obtidos.

Na Indústria aeroespacial o titânio e suas ligas têm sido bastante aplicadas devido à sua alta resistência e baixa densidade. Na indústria médica   material constituinte de próteses. No sector automóvel, a sua aplicação em diversos componentes permite entre outros aspectos uma maior economia de combustível.

Deste modo, com a crescente procura destes materiais, surge a necessidade de estabelecer padrões de comportamento consoante os processos tecnológicos, definindo condições e parâmetros de fabrico de forma a tornar possível atingir os requisitos do produto final sem deixar de parte a necessidade de obter rentabilidade.

A maquinagem   cada vez mais um meio obrigatório para o processamento do titânio e suas ligas, principalmente devido às inúmeras e crescentes exigências de precisão dimensional do projecto, que geralmente não são atendidas por outros processos tecnológicos.

O titânio e suas ligas estão classificados como materiais de difícil maquinabilidade devido a apresentarem elevadas taxas de desgaste da ferramenta, que são observadas para todas as velocidades de corte, mas tornam-se críticas para velocidades relativamente baixas, na gama de [15 - 60] m/min (Barry et al., 2001). São materiais que têm baixa condutividade térmica, de modo que quando maquinados geram altas temperaturas na região de corte (Venugopal et al., 2007). Associado a este facto, a elevada afinidade química deste material com todos os materiais regularmente utilizados para ferramentas de maquinagem estimula o desgaste por difusão.

O titânio e suas ligas têm baixa condutividade térmica (cerca de 17% valor dos aços) e a sua alta reactividade química, torna o corte deste material impreciso e ineficiente, causando elevadas tensões residuais na superfície maquinada. Consequentemente as altas temperaturas concentram-se em zonas muito próximas à aresta de corte da ferramenta, ocorrendo deformações plásticas, que levam à sua fractura e inutilização prematura. Outro fenómeno é a natureza cíclica do processo de formação da apara, responsável pela indução de vibrações indesejáveis às forças de corte, podendo assim prejudicar o acabamento superficial.

Actualmente é possível prever o comportamento da maquinagem usando softwares de simulação por elementos finitos, sem a necessidade de investir em material, ferramentas ou máquinas, aumentando a qualidade da previsão dos parâmetros a utilizar numa determinada operação e reduzindo o risco de gastos desnecessários em ensaios experimentais.

Todos os factos aqui descritos motivam a crescente necessidade de um maior conhecimento do comportamento do titânio e suas ligas durante o corte por arranque de apara, validando o recurso a programas de simulação por elementos finitos como ferramentas antecessoras de qualquer trabalho prático ou experimental.

## **1.2 OBJECTIVOS E ORGANIZAÇÃO DO PRESENTE TRABALHO**

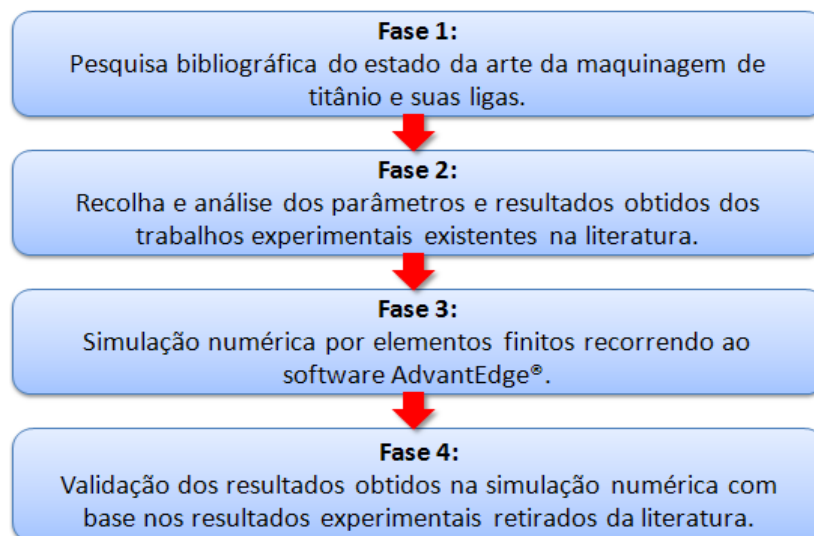
O objectivo deste trabalho consiste na simulação numérica e validação experimental de testes de maquinagem de titânio e suas ligas recorrendo a um software comercial de simulação por elementos finitos *AdvantEdge*®5.5. Para o efeito, estabeleceram-se quatro fases ilustradas no diagrama da Figura 1.1.

Numa primeira fase é feita a revisão bibliográfica do estado da arte como forma de tomar parte do desenvolvimento feito até hoje na área da maquinagem do titânio e suas ligas. Na segunda fase recolhem-se os dados existentes na literatura, resultantes de trabalhos experimentais já realizados, os quais são objecto de análise.

A terceira fase tem como fim a execução de testes em condições similares aos da literatura, usando o software de simulação *AdvantEdge*®. Com a replicação dos parâmetros de maquinagem no software, pretende-se obter as respostas termo mecânicas durante o processo de maquinagem.

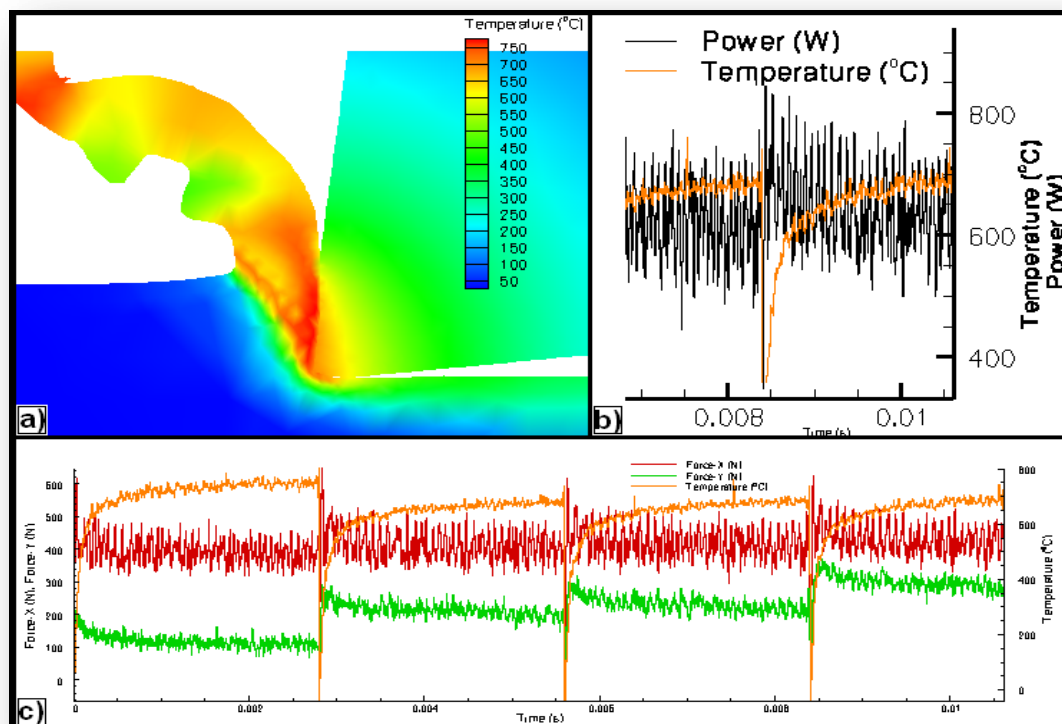
Posteriormente na fase quatro é feita a comparação entre os valores simulados e os experimentais, onde sua apreciação permitirá concluir acerca do desempenho do software.



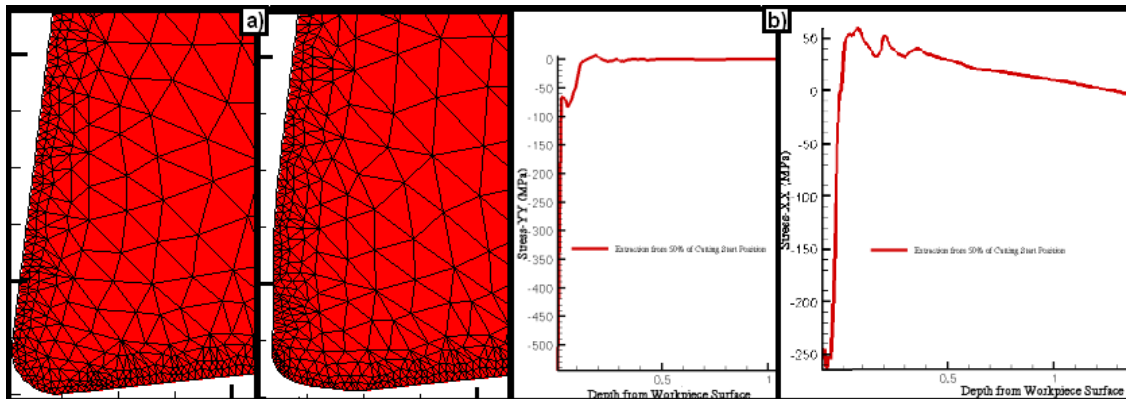


**Figura 1.1:** Fases estabelecidas do trabalho.

Neste trabalho d-se ênfase ao corte por torneamento (ortogonal e tridimensional), onde o estudo das respostas termo mecânicas é feito através do software *AdvantEdge*, (ver Figura 1.2 e Figura 1.3) pela extracção de parâmetros como a distribução da temperatura na apara e na ferramenta, as forças de corte, a potência de corte, as tensões residuais, o desgaste da ferramenta entre outros.



**Figura 1.2:** Dados de saída do software *AdvantEdge*; a) Forma da apara e temperatura da apara, ferramenta e peça; b) Gráfico da temperatura e potência em função do tempo; c) Gráfico da temperatura e das forças em função do tempo.



**Figura 1.3:** Dados de saída do software *AdvantEdge*<sup>®</sup>; a) Desgaste da ferramenta; b) Gráfico das tensões residuais.

A presente dissertação divide-se em cinco capítulos. No presente capítulo é feita a introdução ao tema do trabalho, seguindo-se a motivação que levou à execução deste trabalho e os objectivos propostos.

A revisão bibliográfica é feita no segundo capítulo. Este inicia com a descrição do titânio e suas ligas, onde são apresentados aspectos sobre a metalurgia, propriedades mecânicas e físicas, os tipos de ligas existentes assim como as aplicações comuns deste material. No mesmo capítulo é apresentado o estado da arte da maquinagem do titânio e suas ligas, são referidos os típicos parâmetros de corte, materiais e geometria das ferramentas de corte usados por vários autores, e a aplicação de fluidos no corte. Outro assunto também presente é a maquinabilidade do titânio e suas ligas, sendo referidas as forças e temperaturas de corte, apara e seu mecanismo de formação, desgaste da ferramenta de corte e integridade superficial.

O terceiro capítulo apresenta os aspectos gerais da simulação numérica da maquinagem por elementos finitos. São apresentados alguns dos softwares comerciais usados para a simulação numérica da maquinagem, e é também estabelecida uma comparação entre eles. Neste mesmo capítulo é apresentado o software *AdvantEdge*<sup>®</sup>, e feita a descrição sumária da definição dos dados de entrada, assim como a recolha dos resultados da simulação numérica.

Os resultados são apresentados no quarto capítulo, onde são mostradas as previsões obtidas na simulação numérica para as respostas termo mecânicas no torneamento do titânio e suas ligas. É feita a discussão e validação dos valores previstos tendo como comparação os dados experimentais recolhidos na literatura. Este capítulo é organizado em cinco secções, são elas o corte ortogonal, o corte lubrificado e refrigerado, a análise das tensões residuais, e o corte tridimensional, terminando com a apresentação de testes adicionais como forma de complementar alguma informação apresentada.

No capítulo cinco são apresentadas as conclusões deste trabalho e são feitas também sugestões para trabalhos futuros.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 TITÂNIO E SUAS LIGAS.

O titânio foi descoberto em 1789 por W. Gregor (Inglaterra), que lhe atribuiu o nome de menacanita. Uns anos mais tarde na Alemanha, M. H. Klaproth descobriu um novo metal contido no rutilo e denominou-o titânio. Posteriormente concluiu-se que os metais descobertos por Klaproth e Gregor eram o mesmo metal: o titânio (Collings, 1983).

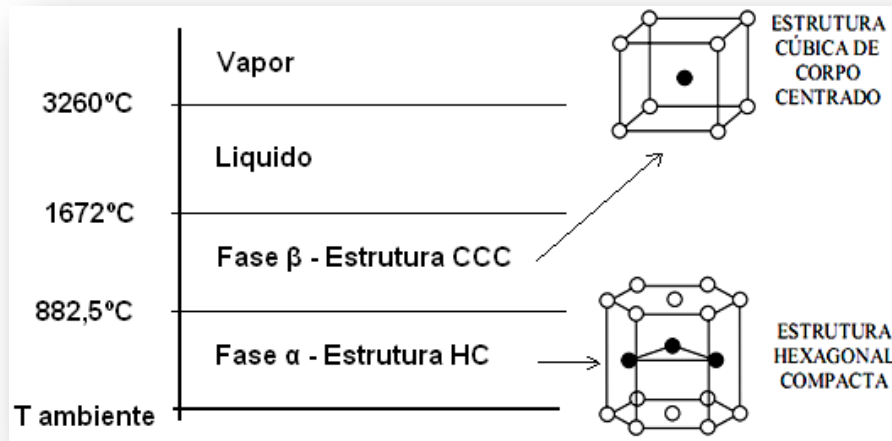
Na década de 50 do século passado, estimulada pelo desenvolvimento das indústrias aeronáutica e aeroespacial, verificou-se a aplicação deste material que muitas vezes visava a substituição das ligas de alumínio ou o fabrico de componentes sujeitos a elevadas temperaturas operativas (Collings, 1983).

Em estado puro o titânio apresenta uma cor cinzenta e brilhante, é um metal de transição com número atómico 22, situado no quarto grupo e quarto período da tabela periódica. É encontrado na Natureza com alguma abundância sob forma mineral sendo a mais comum a ilmenita ( $\text{FeTiO}_3$ ), existindo também como rutilo ( $\text{TiO}_2$ ), entre outros. É extraído através de operações bastante complexas e energeticamente dispendiosas, das quais se destacam os processos Kroll e Hunter, que envolvem a redução do tetracloreto de titânio com magnésio e sódio metálico.

#### 2.1.1 METALURGIA

À temperatura ambiente, o titânio comercialmente puro apresenta uma estrutura cristalina hexagonal compacta (HC), conhecida como fase alfa ( $\alpha$ ) que se mantém até aos 882,5°C. Neste patamar, ocorre uma transformação alotrópica que é causa da alteração para uma estrutura cúbica de corpo centrado (CCC) denominada fase ( $\beta$ ), que se mantém até aos 1672°C, ocorrendo aí a fusão do material.

Na Figura 2.1 é possível visualizar a esquematização das transformações alotrópicas juntamente com as duas estruturas cristalinas que o titânio assume no estado comercialmente puro.



**Figura 2.1:** Estruturas cristalinas assumidas pelo titânio comercialmente puro (Smith, 1981).

A estrutura hexagonal compacta (HC), tem um menor número de planos de escorregamento, sendo a causa da maior fragilidade do material. Por outro lado, a estrutura cúbica de corpo centrado permite maior número de planos de escorregamento, aumentando a conformabilidade (Yang & Liu, 1999).

A manipulação da estrutura cristalina através de tratamentos termo mecânicos, e da adição de elementos de liga, constitui a base para o desenvolvimento de uma extensa gama de ligas, com as mais diversas propriedades. Os elementos de liga passíveis de adicionar ao titânio, dividem-se em dois grupos consoante os efeitos causados (Yang & Liu, 1999).

O grupo de estabilizadores  $\alpha$ , conhecidos por alfa-géneos, é o conjunto de elementos que quando adicionados no titânio causam o aumento da temperatura de transformação da fase  $\alpha$  para a fase  $\beta$ , ocorrendo assim um alargamento do domínio  $\alpha$ . São exemplo os elementos intersticiais como o boro (B), carbono (C), nitrogénio (N) e o oxigénio (O), e os metais simples dos grupos 3A e 4A da tabela periódica, tais como alumínio (Al), gálio (Ga) ou o germânio (Ge).

O titânio possui uma grande afinidade pelos elementos hidrogénio, carbono, nitrogénio e oxigénio, todos formadores de soluções sólidas intersticiais. A adição destes elementos tende a aumentar a dureza e a resistência mecânica. O oxigénio é considerado o elemento intersticial mais importante, uma vez que é o maior responsável pela alteração das características mecânicas do titânio, sendo comum expressar o efeito total dos elementos intersticiais como “oxigénio equivalente” (Mei, 1988).

Por outro lado, os elementos de liga de estabilização  $\beta$  ou betagneos, permitem a diminuição da temperatura de transição. É o exemplo de metais como do vanádio (V), molibdnio (Mo), silício (Si), crmio (Cr), cobre (Cu), ferro (Fe) assim como os metais nobres (Collings, 1983).

Elementos como o estanho (Sn), o Silício (Si) e o Zircnio (Zr) têm uma influência reduzida na temperatura de transformação, sendo denominados elementos neutros (Yang & Liu, 1999).

As fases alotrópicas, representadas por diagramas de fases, estão separadas por linhas denominadas  $\alpha$ -transus e  $\beta$ -transus entre outras, que assumem especial importância uma vez que o seu deslocamento é determinado pela adição de elementos de liga, estabilizando a fase favorecida através da presença dos elementos em questão. Com estas fases, o titânio e suas ligas são classificados em quatro categorias distintas de acordo com a microestrutura:

### **1) Titânio comercialmente puro (não ligado):**

O titânio comercialmente puro (CP), assume uma estrutura cristalina HC (fase  $\alpha$ ), possui excelente resistência  corrosão mas baixas propriedades mecânicas. Contudo, com a adição de pequenas quantias de ferro (Fe) e oxignio (O),  possível aumentar a sua resistência mecânica. Contrariamente às restantes ligas alfa, não pode ser tratada termicamente devido à liga apresentar apenas uma fase. Porém, apresenta uma elevada aptidão para ser soldada (Ezugwu et al., 2003),(Machado & Wallbank, 1990).

### **2) Ligas $\alpha$ :**

Fazem parte deste grupo as ligas que contm unicamente estabilizadores alfa, apresentam níveis satisfatórios de resistência mecânica, resistência  corrosão, tenacidade, resistência  fluência e soldabilidade. Devido à manutenção das suas propriedades a quente, estas ligas são a primeira escolha para aplicações em altas temperaturas (Boyer, 1996). Em virtude da ausência da transição dúctil-frágil, característico das estruturas CCC, este grupo é ainda recomendado para aplicações criognicas.

### **3) Ligas $\alpha+\beta$ :**

Apresentam tanto  $\alpha$  como  $\beta$  estabilizadores, em teores que permitam a coexistência das fases alfa e beta e portanto a combinação dessas propriedades, conferindo ao material uma maior versatilidade relativamente a outras ligas. Possuem uma boa resistência mecânica em qualquer gama de temperatura acima da ambiente, boas condições de conformabilidade e maquinabilidade, razoável soldabilidade, óptima relação resistência/peso, além da boa resistência  corrosão (Weiss, 1996).

Adicionalmente, a estabilidade das fases  $\alpha$  e  $\beta$   temperatura ambiente, para uma mesma composição química, permite alterar a sua microestrutura

através de tratamentos térmicos. A soldabilidade pode ficar comprometida quando se atinge 20% da fase  $\beta$ , esta que depende quantidade de seus estabilizadores e do tratamento térmico que possa ser aplicado (Weiss, 1996) (Collings, 1983).

Os materiais deste grupo são os mais requisitados, sendo o seu principal representante a liga Ti6Al4V, que entre todas as ligas de titânio é a mais usada, com aplicações que vão desde as estruturas aeronáuticas até às próteses ortopédicas (Collings, 1983).

#### **4) Ligas $\beta$ :**

Fazem parte deste grupo, as ligas com elementos estabilizadores  $\beta$  (metais de transição) em quantidade suficiente para permitir a estabilização na fase  $\beta$  de estrutura cristalina CCC.

São ligas impróprias para aplicações a baixas temperaturas e são propícias à fractura por apresentarem transição dúctil/frágil. No entanto, são ligas para trabalho a frio, endurecem por tratamento térmico e são preferidas para aplicações em que é necessária a resistência a quente (Weiss, 1996) (Collings, 1983).

As ligas  $\beta$ , apresentam um baixo módulo de elasticidade e são todas biocompatíveis (Barry, Byrne, & Lennon, 2001). A alta dureza, possibilidade de têmpera e forjamento e a resistência à corrosão são outras vantagens deste grupo (Ezugwu et al., 2003).

### **2.1.2 PROPRIEDADES MECÂNICAS E FÍSICAS**

O titânio comercialmente puro tem uma densidade de  $4510 \text{ Kg/m}^3$ , um ponto de fusão situado nos  $1672^\circ\text{C}$  e ponto de ebulição aos  $3260^\circ\text{C}$ . É conhecido pela sua baixa condutividade térmica e eléctrica, tal como a sua elevada resistência à corrosão e à fadiga, superior às suas ligas. Apresenta uma expansão térmica de metade do valor do aço e de um terço do valor do alumínio.

Estes materiais, exibem uma combinação única de propriedades físicas, mecânicas e de resistência à corrosão. Têm como principais atributos a elevada razão resistência/densidade, que constitui um incentivo primário para a aplicação em motores aeroespaciais, estruturas celulares e componentes. A resistência à corrosão é o principal motivo para aplicação em equipamentos de processamento na indústria química, para o uso marítimo e industrial, garantindo a manutenção das propriedades para elevadas temperaturas de serviço. (Titanium Alloys Guide, 2000)

O titânio comercialmente puro (Ti-CP) tornou-se conhecido como o metal não nobre mais resistente à corrosão. Esta propriedade deve-se à formação espontânea de uma camada de óxido sobre a superfície. Quando exposto ao ar, o titânio reage

formando imediatamente uma camada de 3xido de tit4nio ( $\text{TiO}_2$ ) que alcança uma espessura entre 2 e 10nm. 3 esta camada superficial de 3xido que fornece a base da sua elevada resist4ncia 3 corros3o e sua biocompatibilidade (Einsenbarth, 2002).

Na Tabela 2.1 encontra-se um resumo das principais caracter3sticas f3sicas e mec4nicas do tit4nio.

**Tabela 2.1:** Propriedades mec4nicas e f3sicas do tit4nio (Froes et al., 1996).

<b>N3mero At3mico</b>	22
<b>Estrutura Cristalina</b>	$\alpha$ : Hexagonal Compacta; $T \leq 882^\circ\text{C}$ $\beta$ : C3bica de Corpo Centrado $T \geq 882^\circ\text{C}$
<b>Densidade</b>	4510 $\text{Kg/m}^3$
<b>Ponto de Fus3o</b>	1672 $^\circ\text{C}$
<b>Ponto de Ebuli3o</b>	3260 $^\circ\text{C}$
<b>Calor Espec3fico (a 298 K)</b>	0,518 J/(Kg K)
<b>Condutividade T3rmica</b>	6 W/m.K
<b>Coefficiente de Expans3o T3rmica</b>	8,64 $\times 10^{-6}$ $\text{K}^{-1}$
<b>Dureza</b>	220 HV
<b>Elonga3o</b>	15%
<b>Tens3o Nominal M4xima</b>	241 MPa
<b>Tens3o Limite de Elasticidade</b>	170 MPa
<b>M3dulo de Elasticidade</b>	102 GPa
<b>Coefficientes de Poisson</b>	0,41
<b>Condutividade El3ctrica</b>	3% (Cobre 100%)
<b>Resistividade El3ctrica</b>	0,487 $\mu\Omega\text{m}$

As propriedades mec4nicas do tit4nio podem ser controladas mediante a adi3o de elementos de liga, possibilitando a produ3o de in3meras ligas personalizadas para os mais diversos fins. A adi3o de elementos de liga melhora a resist4ncia 3 fadiga, aumenta os valores de tens3o limite de elasticidade e de tens3o de rotura, muitas vezes na ordem dos 400%, acompanhados com uma ligeira redu3o da resist4ncia 3 corros3o e do ponto de fus3o. Na Tabela 2.2 encontra-se um comparativo das propriedades entre o tit4nio comercialmente puro, de duas ligas de tit4nio, e de metais vulgarmente utilizados como o alum3nio AA7075-O e o aço AISI-1045.

**Tabela 2.2:** Comparativo entre as propriedades do tit4nio puro com a liga Ti6AL4V da liga Ti6Al7Nb do alum3nio 7075-O e do aço AISI-1045 (Machado & Wallbank, 1990).

	Limite El3stico (MPa)	Tens3o Nominal M4xima (MPa)	M3dulo de Elasticidade (GPa)	M4xima Elonga3o (%)	Dureza (HV)	Densidade ( $\text{Kg/m}^3$ )	Condutividade T3rmica (W/mK)	Calor Espec3fico (J/Kg.K)
<b>Ti (CP)</b>	170	241	102	15	220	4510	6	518
<b>Ti6Al4V</b>	900	1000	110	18	241	4430	7,3	580
<b>Ti6Al7Nb</b>	965	1060	105	12	280	4520	7,5	550
<b>AISI-1045</b>	530	625	207	12	179	7840	50,7	486
<b>AA7075-O</b>	103	228	71,1	17	68	2800	170	960

A elevada resistência/peso, torna as ligas de titânio aptas a substituir os aços, sem perda relevante da resistência mecânica, e com sensível redução da massa do componente devido à baixa densidade. Também podem de igual forma substituir as ligas de alumínio com redução do volume do componente, apesar da sua densidade ligeiramente superior, a resistência mecânica é muito superior (Boyer, 1996).

As propriedades mecânicas de maior interesse das ligas de titânio correspondem à ductilidade, à resistência mecânica e à tenacidade. Estão aptas a suportar razoáveis níveis de deformação plástica sem romper ou fracturar. O seu limite de resistência à tracção pode variar desde 500MPa, para o caso do titânio comercialmente puro, até 1500MPa para as ligas  $\beta$  endurecidas. Para ligas  $\alpha+\beta$  atingem valores entre os 900 e 1300MPa. (Flower, 1990).

Verifica-se também nas ligas de titânio uma elevada capacidade de absorção de energia antes da ruptura. (Flower, 1990).

### 2.1.3 TIPOS DE LIGAS EXISTENTES

Existe cerca de 50 tipos de ligas de titânio designados e usados actualmente, apesar de apenas de cerca de vinte se apresentarem disponíveis comercialmente. A ASTM reconhece dezenas de tipos de metais e ligas de titânio, em que os primeiros quatro graus são considerados não ligados e comercialmente puros. Possuem unicamente elementos intersticiais e diferem entre si consoante a concentração de oxigénio, principal responsável pelo aumento da resistência mecânica e pela diminuição da ductilidade.

Também reconhecidas como comercialmente puras existem as ligas resultantes da adição de baixas quantidades de Chumbo (*Pb*) e Ruténio (*Ru*). Os restantes graus foram atribuídos às ligas. Nas Tabelas 2.3 e 2.4, são apresentados exemplos de alguns graus atribuídos para o titânio e suas ligas.

**Tabela 2.3:** Graus atribuídos para do titânio comercialmente puro.

Grau	Elementos Ligados
1 a 4	0,125% H; 0,1% C; 0,03% N; 0,18% de O (para o grau 1) até 0,4% (para o grau 4)
7, 11, 16 e 17	Titânio ligado com Chumbo ( <i>Pb</i> )
17 e 27	Titânio ligado com Ruténio ( <i>Ru</i> )

**Tabela 2.4:** Exemplo de alguns graus atribuídos para as ligas titânio.

Grau	Elementos Ligados
5	Ti-6Al-4V (liga $\alpha+\beta$ )
19	Ti-3Al-8V-6Cr-4Zr-4Mo (liga $\beta$ )
9	Ti-3Al-2.5V (liga $\alpha$ )



#### 2.1.4 APLICAÇÕES

O equilíbrio entre as excelentes características mecânicas e a difícil maquinabilidade remete o titânio e suas ligas para aplicações em produtos de elevado valor agregado. A classificação destes materiais divide-se em dois grupos, consoante a área de aplicação:

- **Ligas resistentes   corrosão** –   o caso do titânio comercialmente puro e das ligas que apresentam unicamente fase  $\alpha$  em equilíbrio. São aplicadas em ambientes quimicamente agressivos ou com elevadas temperaturas.

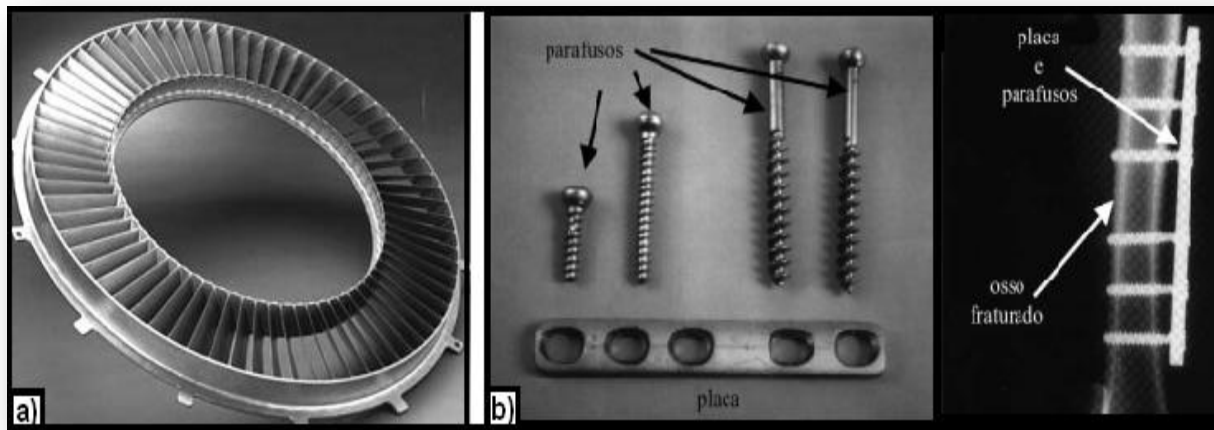
- **Ligas estruturais** – Ligas que possuem estabilizadores beta, apresentando fases  $\alpha+\beta$  ou  $\beta$    temperatura ambiente, e são aplicadas em componentes estruturais.

É na indústria aeroespacial onde se verifica a maior aplicação do titânio, tanto ao nível estrutural como em componentes móveis e motores a jacto (Nelson, 1989). Com um peso reduzido, elevada resistência mecânica e excelente resistência   corrosão, este material é maioritariamente aplicado na indústria aeronáutica no fabrico de p s para turbinas, componentes da fuselagem de mísseis e compressores (Machado & Wallbank, 1990). Com o crescente conhecimento nas tecnologias de processamento, foi possível obter elevada precisão dimensional e bom acabamento de superfície no titânio e suas ligas, respondendo assim a uma das mais t picas exigências desta indústria.

De acordo com Boyer (1996), as principais razões que justificam a utilização de ligas de titânio na indústria aeroespacial são: a redução de massa e volume dos componentes, alta compatibilidade com materiais compósitos e a possibilidade de operação em ambientes altamente corrosivos ou sob altas temperaturas.

As ligas de titânio são capazes de manter excelentes propriedades químicas e mecânicas mesmo a temperaturas elevadas, o que justifica a sua aplicação em elementos rotativos ou estacionários de turbinas. Além disso, possuem baixíssima densidade quando comparadas com os aços, garantindo uma significativa redução no consumo de combustível e na emissão de poluentes por parte das aeronaves (Ezugwu, 2005).

A Figura 2.2 apresenta diversos produtos fabricados a partir do titânio e suas ligas.



**Figura 2.2:** Exemplo de produtos fabricados em titânio; a) Rotor de uma turbina de um motor a jacto de um avião (Matthew J. Donachie, 2000); b) Placa e parafusos para osteosíntese (Liu et al., 2004).

O êxito da introdução das ligas de titânio na indústria aeronáutica, de certa forma, atenuou a ampla difusão noutros campos de aplicação (Nelson, 1989). Só recentemente começaram a desenvolver-se aplicações das ligas de titânio noutras áreas:

**a)** Aplicações onde se explora a resistência à corrosão, tais como em processos químicos, aplicações marítimas, produção e armazenamento de energia (Nelson, 1989). O titânio é aplicado em inúmeros equipamentos submarinos e na dessalinização de água marinha. Na indústria nuclear tem aplicação nos reactores e regeneradores de calor.

**b)** Aplicações biomédicas que tiram vantagem do titânio e suas ligas por serem inertes no corpo humano, tornando-o biocompatível para uso em implantes cirúrgicos e em próteses (Nelson, 1989). A baixa toxicidade, resistência à corrosão, permeabilidade magnética, inércia a reacções alérgicas quando em contacto com tecidos vivos, é prova da sua excelente biocompatibilidade.

O titânio e suas ligas vieram substituir os aços inoxidáveis nesta indústria. A baixa condutividade eléctrica e a existência de uma camada de óxido formada espontaneamente, confere-lhe características isolantes que impedem qualquer reacção electroquímica. Desta forma torna-se possível estender o tempo de vida destes componentes com redução dos riscos de absorções ósseas e do tecido vivo associadas à corrosão e desgaste das ligas utilizadas anteriormente.

Outra vantagem relativamente às ligas de aços inoxidáveis, é a similaridade do titânio e suas ligas às características mecânicas do osso humano, apresentando um módulo de elasticidade mais próximo, boa resistência à

fractura e à fadiga. Também permite que o osso cresça ancorado à superfície do implante, fenómeno conhecido como osteointegração.

Fabricam-se para a indústria biomédica, placas e parafusos para osteossíntese, cateteres, componentes para implantes dentários, instrumentos cirúrgicos entre outros. Também se produzem componentes biomecânicos tais como articulações que exigem elevado nível de personalização tornando-os componentes de elevado valor agregado.

**c)** Aplicações especiais que exploram propriedades únicas como a supercondutividade do titânio ligado com nióbio, e o efeito de memória de forma do titânio ligado com níquel.

**d)** Novas áreas de aplicação, onde é importante a elevada resistência específica, como é o exemplo da indústria auto-motiva.

**e)** Aplicações diversas que vão desde câmaras à joalheria, instrumentos musicais e equipamento desportivo.

## **2.2 MAQUINAGEM DO TITÂNIO E SUAS LIGAS**

Perante materiais de excelentes propriedades mecânicas e combinação única de características, surge a necessidade da sua aplicação e processamento. Desde muito cedo o titânio e as suas ligas adquiriram a designação de difíceis de maquinar, mas a inicial escassez de conhecimentos em relação ao seu comportamento, forçou a indústria a adoptar técnicas de fabrico semelhantes às usadas na maquinagem do aço inoxidável AISI316.

No intuito de tornar este material mais viável, nas últimas décadas muitos investigadores têm levado a cabo esforços para o estudo do seu comportamento, de forma a definir as condições de corte ideais, melhorando assim a eficiência de maquinagem.

### *2.2.1 PARÂMETROS E FERRAMENTAS DE CORTE*

Uma maquinagem eficiente requer o acesso a dados relativos aos parâmetros e ferramentas a usar numa dada liga, cujas propriedades devem ser conhecidas, visto que influenciam nomeadamente as forças de corte, os requisitos de potência de corte, a vida útil da ferramenta, a aplicação de fluido de corte e a escolha do material da ferramenta. Ainda que os parâmetros e as ferramentas usadas na maquinagem do titânio não possam ser significativamente alterados, os seus efeitos podem ser minimizados pela diminuição da temperatura gerada na região envolvente da aresta da ferramenta de corte (Matthew J. Donachie, 2000).

Nesta secção é feita uma abordagem da influência dos parâmetros e ferramentas de corte na maquinagem do titânio e suas ligas, resultado das investigações levadas a cabo por muitos autores referenciados nesta dissertação.

#### *2.2.1.1 PARÂMETROS DE CORTE*

Em geral, é recomendável a aplicação de baixas velocidades de corte na maquinagem do titânio, uma vez que a temperatura gerada na aresta de corte está directamente relacionada com este parâmetro. Desta forma é possível obter temperaturas de corte inferiores através do uso de baixos valores de velocidade de corte, maximizando assim a vida útil da ferramenta (Matthew J. Donachie, 2000).

Deve ser usado o maior avanço possível de acordo com valores de boa prática. A temperatura na ferramenta de corte é menos afectada pelo avanço do que pela velocidade de corte. Adicionalmente, a profundidade de cada corte sucessivo deve ser superior à espessura da camada de material que encruou resultante do corte da passagem anterior (Matthew J. Donachie, 2000).

Outro cuidado a ter é o de nunca interromper o avanço da ferramenta de corte enquanto houver contacto desta com a peça. Caso contrário, a permanência da ferramenta na peça em rotação, mas sem avanço, pode causar encruamento e gripagem, e consequente fractura da ferramenta (Matthew J. Donachie, 2000).

Os valores de velocidade de corte recomendados na literatura para a maquinaagem do titânio com ferramentas em carbonetos sintetizados, vão desde 11m/min para materiais muito duros (por exemplo as ligas  $\beta$ ), até a 160m/min (para ligas de menor dureza como as ligas  $\alpha$ ). Os valores recomendados para o avanço residem na gama dos 0,13mm/rev, para baixos valores de largura de corte, até aos 0,5mm/rev, para larguras de corte superiores. Na Tabela 2.5 estão apresentados alguns exemplos de parâmetros recomendados para torneamento de titânio e suas ligas.

**Tabela 2.5:** Parâmetros de corte recomendados para torneamento de titânio e suas ligas (Matthew J. Donachie, 2000).

Material	Condição	Dureza (HB)	Largura de Corte (mm)	Velocidade de Corte (m/min)	Avanço (mm/rev)	Material da Ferramenta
<b>Comercialmente Puro, Ti 99.0%</b>	Recozido	110-170	1	160	0,13	K30
			7,5	104	0,38	K20
			16	52	0,5	K20
<b>Ti-5Al-2.5Sn (<math>\alpha</math>)</b>	Recozido	300-340	1	66	0,13	K30
			7,5	43	0,25	K20
			16	21	0,38	K20
<b>Ti-6Al-4V (<math>\alpha+\beta</math>)</b>	Recozido	310-350	1	52	0,13	K30
			4	44	0,20	K20
			7,5	34	0,25	K20
<b>Ti-13V-11Cr-3Al (<math>\beta</math>)</b>	Recozido ou Envelhecido	350-440	1	36	0,13	K30
			4	27	0,2	K20
			16	11	0,38	K20

Barry et al. (2001), estudaram a formação de apara serrilhada com velocidades de corte entre 30m/min e 180m/min, e avanços entre 0,02mm/rev e 0,1mm/rev, e concluíram que o aumento dos dois parâmetros resulta na transição da apara de dentado serrilhado aperiódico para periódico.

Arrazola et al. (2009), verificaram que tanto para Ti6Al4V como Ti555.3, as forças de corte e de avanço decresciam com o aumento da velocidade de corte devido à diminuição da espessura da apara juntamente com o fen meno de amaciamento térmico do material, causado pelo aumento de temperatura.

#### 2.2.1.2 MATERIAL E GEOMETRIA DA FERRAMENTA

Segundo Hong et al. (2001), na maquinaagem de Ti6Al4V a ferramenta de corte sofre forças alternadas podendo levar à ruína por fadiga, consequência do processo cíclico de formação de apara (assunto abordado na secção 2.2.2.2). Machado &

Wallbank (1990) e Rahman et al. (2003), definiram as propriedades dos materiais das ferramentas que lhe conferem maior aptidão para a maquinagem do titânio:

- Tenacidade e resistência à fadiga de forma a evitar danos causados pela segmentação da apara;
- Manutenção de elevada dureza para altas temperaturas;
- Elevada resistência a compressão;
- Boa condutividade térmica para minimizar os gradientes térmicos e o choque térmico na ferramenta;
- Resistência ao lascamento resultante da formação da apara;

De acordo com Matthew J. Donachie, (2000) e Ezugwu & Wang, (1997), as ferramentas de aço rápido de uso comum, tais como M1, M2, M7 e M10 são adequadas para a maquinagem do titânio. No entanto, o melhor desempenho é obtido com aços rápidos das gamas M33, M40, M42, T5 e T15.

As ferramentas em carbonetos sinterizados, particularmente das classes K20 e K30, têm melhor desempenho do que as ferramentas de aço rápido, otimizando assim as taxas de produção. Dearneley et al. (1986), levaram a cabo estudos com ferramentas de vários materiais no torneamento da liga de titânio Ti-6Al-4V e sugeriram também que as ferramentas em carboneto da classe K, têm o melhor desempenho. Concluíram ainda que os carbonetos de classe P não são adequados para a maquinagem das ligas de titânio devido às elevadas taxas de desgaste que apresentam.

Os cerâmicos, apesar das melhorias da qualidade e da sua crescente aplicação para a maquinagem de materiais difíceis de maquinar, têm um desempenho inferior devido à fraca condutividade térmica, baixa ductilidade, e reactividade com o titânio.

Por outro lado, Nabhani (2001) constatou que apesar de muito dispendiosas, relativamente aos carbonetos sinterizados, as ferramentas de materiais ultra duros como o CBN e sobretudo o PCD, apresentam taxas de desgaste inferiores e um melhor acabamento de superfície. Estes motivos justificam a actual procura e crescente aplicação das ferramentas de PCD por parte dos consumidores.

Machado & Wallbank (1990), referem que os carbonetos com revestimentos de TiC, TiN-TiC, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-TiC-TiN, Ti(C,N)-TiC, entre outros, apresentam elevada taxa de desgaste, em comparação com ferramentas sem revestimento, não sendo portanto aconselhável a sua aplicação na maquinagem de titânio.

De entre todos os parâmetros que descrevem a geometria da ferramenta de corte, o ângulo de ataque ( $\gamma$ ) é o mais importante, uma vez que é alvo das maiores alterações quando se efectuam mudanças no material da ferramenta e da peça.

Para o desbaste em torneamento, com ferramentas de carbonetos sinterizados K10/20, são recomendados valores negativos de ângulo de ataque. Para operações de semi-acabamento recomendam-se ângulos numa gama de  $-6^\circ$  a  $6^\circ$  e uso de carbonetos K20. No entanto, para operações de acabamento, são recomendáveis ângulos de corte positivos com valores na gama de  $0^\circ$  a  $15^\circ$  (Matthew J. Donachie, 2000). No anexo A, estão ilustrados os ângulos característicos da geometria da ferramenta. No anexo B, encontram-se tabelados os valores recomendados pela empresa TIMET<sup>®</sup>, relativos à geometria das ferramentas de corte em função do material constituinte e as ligas de titânio a maquinar.

Outro aspecto importante é a necessidade da constante manutenção da afiação da ferramenta, uma vez que o seu desgaste é resultado da forte adesão do metal às arestas de corte, o que provoca um mau acabamento de superfície e desvios na geometria da peça (Matthew J. Donachie, 2000).

Kitagawa et al. (1996), verificaram que o aumento do ângulo principal de inclinação da aresta ( $\lambda$ ), exerce uma forte influência na geração de calor da interface apara/ferramenta de corte no torneamento da liga Ti6Al6V2Sn.

Varma et al. (2004) levaram a cabo testes de torneamento com a liga Ti6Al4V para uma velocidade de corte de 27,88m/min, avanço de 0,1mm/rev e largura de corte de 0,5mm, com ângulos de ataque ( $\gamma$ ) variáveis. Verificaram que a aproximação do ângulo de ataque para valores próximos de  $-2^\circ$  causa uma redução significativa das temperaturas de corte, e por sua vez o afastamento quer positivo quer negativo, resulta num aumento sucessivo da temperatura.

### 2.2.1.3 FLUIDO DE CORTE

De forma a aumentar a produtividade na maquinaem das ligas de titânio, a temperatura de corte tem de ser eficazmente diminuída por meio da adopção de técnicas de refrigeração eficientes (Ezugwu et al., 2009).

O uso de abundantes quantidades de fluido promove uma remoção do calor gerado, facilita a remoção da apara na zona de corte e permite também a redução das forças de corte, aumentando a vida da ferramenta (Matthew J. Donachie, 2000). No entanto, o método convencional de refrigeração com fluido abundante não diminui eficazmente a temperatura gerada na zona de corte. Este fenmeno deve-se em parte  inacessibilidade do refrigerante  zona de geração de calor, e também  baixa condutividade térmica do titânio (Ezugwu et al., 2009).

O correcto uso de fluido de corte durante as operações de maquinaem permite estender em muito a vida útil da ferramenta. Tal facto é particularmente aplicável na maquinaem do titânio e suas ligas (Matthew J. Donachie, 2000). O fluido de corte actua de forma a reduzir o forte atrito gerado entre a apara e a ferramenta, mas a sua principal função é a de refrigeração, permitindo diminuir a

temperatura na região de corte, melhorando o acabamento de superfície na peça, minimizando a possível ocorrência de solda entre a peça e a ferramenta e reduzindo assim as tensões residuais na peça.

Outra técnica utilizada para diminuir a temperatura na zona de corte e aumentar a produtividade é a refrigeração a alta pressão. Neste método, um jacto de fluido de corte a alta velocidade, é direccionado para a interface peça/ferramenta, para que o calor possa ser directamente removido da zona de geração. (Ezugwu et al., 2009).

A refrigeração criogénica, por meio de jactos de nitrogénio líquido, é uma opção viável quer pelas suas excelentes propriedades de refrigeração, quer pelo seu carácter ecológico. Esta técnica tem sido aplicada por investigadores como Hong & Ding (2001) na maquinagem de aços e ligas de titânio com sucesso.

Hong & Ding (2001) levaram a cabo testes experimentais de torneamento ortogonal da liga Ti6Al4V, aplicando condições de corte a seco, corte com emulsão e corte com nitrogénio líquido. Os autores verificaram que o corte com emulsão permite diminuir 1/3 do valor da temperatura máxima da ferramenta de corte e cerca de 2/3 do valor com a aplicação do nitrogénio líquido, comparativamente ao corte a seco. Verificaram a eficácia da remoção de calor com a aplicação da refrigeração criogénica na maquinagem das ligas de titânio, afirmando que nestas condições é possível duplicar a velocidade de corte recomendada na maquinagem com emulsão, normalmente limitada aos 60m/min para Ti6Al4V, mantendo contudo o tempo de vida útil da ferramenta de corte.



## 2.2.1.4 CONDIÇÕES DE CORTE TESTADAS

Na Tabela 2.6 são mostrados parâmetros e ferramentas de corte testados por diversos autores.

**Tabela 2.6:** Parâmetros e ferramentas de corte testados por diversos autores.

Autores	Material	f (mm/rev)	Vc (m/min)	L (mm)	Geometria				Ferramenta	Refrigeração Lubrificação
					$\gamma_o$	$\alpha_o$	X/X'	$\lambda$		
Barry et al. (2001)	Ti6Al4V	[0,02 a 0,1]	[15 a 180]	1,1	-6°	12°	-	-	Carbonetos P	Seco
Arrazola et al. (2009)	Ti6Al4V Ti555.3	0,1	[40 a 90]	2	7°	6°	-	-	Carbonetos K15	Seco
Cotterell et al. (2007)	Ti6Al4V	[0,05 a 0,1]	[4 a 150]	1	6,5°	-	-	-	Carbonetos	Seco
Armendia et al. (2010)	Ti6Al4V Ti54M	0,1	[40 a 100]	2	7°	6°	-	-	Carbonetos	Seco
Kitagawa et al. (1996)	Ti6Al6V 2Sn	[0,022 a 0,1]	[50 a 450]	2,5	5°	6°	0°	[0° a 52,2°]	Carbonetos K10	Seco
Ramesh et al. (2005)	Ti6Al4V	[0,065 a 0,22]	[10 a 70]	[0,5 a 1]	6° 6°	6°	15°/90	5°	PCD	Seco
Fang et al. (2008)	Ti6Al4V	[0,075 a 0,12]	[58 a 174]	1,4	5°	-	-	-	Carbonetos	Seco
Hong et al. (2001)	Ti6Al4V	0,254	[60 a 150]	1,27	-5°	5°	-	-	Carbonetos	Seco/ Emulsão/ Nitrognio liquido
Ezugwu et al. (2009)	Ti6Al4V	0,15	[100 a 130]	0,5	-6°	6°	5°/90°	6°	Carbonetos	Emulsão/ Imersão em árgon gasoso
Li & Shi (2005)	Ti CP (grade 2)	0,254 e 0,381	[24,4 a 195]	1,02	5°	6°	0°	0°	Carbonetos	Seco
Varma et al.	Ti6Al4V	[0,06 a 0,2]	[15,42 a 35,29]	0,5	[-10° a 6°]	6°	-	-	Carbonetos	Seco
Hughes et al. (2005)	Ti6Al4V	[0,25 a 0,4]	[60 a 120]	1	21°	6°	-	-	Carbonetos K10	Seco / Emulsão

## 2.2.2 MAQUINABILIDADE

A maquinabilidade é o conceito que avalia a aptidão de um material a ser processado por maquinagem. Está associada aos seguintes factores: a vida útil da ferramenta de corte, taxa máxima de remoção de material, esforço de corte, acabamento de superfície na peça e características da apara (Trent & Wright, 2000). São vários os motivos responsáveis pela reduzida maquinabilidade do titânio e suas ligas, seguidamente são apresentadas as mais relevantes:

- a) Condutividade térmica baixa:** Motiva a elevada sensibilidade do material aos danos causados pelo calor excessivo. Associada à baixa densidade é a causa de fenmenos de geração de altas temperaturas localizadas durante a maquinagem (Rahman et al., 2003). Estas propriedades térmicas inferiores interagem nas propriedades físicas e

mecânicas controlando assim a natureza da deformação plástica (Komanduri, 1982).

Verifica-se pouca dissipação do calor gerado através da peça e da apara, concentrando-se assim na aresta de corte da ferramenta, provocando a perda de dureza e resistência mecânica e causando deformação plástica e desgaste. Cerca de 80% do calor gerado durante o corte, é dissipado pela ferramenta e somente 20% sai pela apara e pela peça, contrariamente ao aço Ck45, em que a dissipação distribui-se equitativamente. (Ezugwu et al., 2003)

- b) Elevada afinidade química a altas temperaturas:** Segundo Komanduri (1982) e Machado & Wallbank (1990), este fenómeno ocorre para temperaturas superiores a 500°C para a maior parte dos materiais de ferramentas disponíveis. Este facto indica a enorme aptidão para fenómenos de adesão da apara à ferramenta de corte, agravando assim o mecanismo de desgaste por difusão.
- c) Processo de formação da apara prejudicial:** As características metalúrgicas do titânio são a causa de um processo cíclico de formação da apara, resultando numa deformação grosseira e não homogênea na zona primária de corte. Este fenómeno gera vibrações no processo de corte (Komanduri, 1982).

Verifica-se também a formação de aparas muito finas, resultando num contacto apara/ferramenta muito pequeno e diminuindo o tempo de vida da ferramenta, devido à acção concentrada de elevadas solicitações mecânicas com elevadas temperaturas próximas da aresta de corte (Machado & Wallbank, 1990).
- d) Baixo módulo de elasticidade:** É cerca de metade do valor do aço e pode causar deflexão na peça (caso da maquinagem de componentes esbeltos) e trepidação, que conseqüentemente resulta em problemas de tolerância dimensional e de acabamento de superfície (Komanduri, 1982).
- e) Perda de resistência à fadiga:** As ligas de titânio perdem significativamente a resistência à fadiga como resultado da deterioração da integridade superficial. Torna-se imprescindível a rigorosa selecção dos parâmetros de corte a aplicar, uma vez que as propriedades básicas de fadiga dependem muito da tensão de compressão causada pelo processo de corte.
- f) Conservação da resistência:** A manutenção da resistência mesmo a altas temperaturas é outra das limitações encontradas na maquinagem do titânio e suas ligas, traduzindo-se em elevadas forças

de atrito, de tracção e de corte exercidas na ferramenta. Outro motivo é a grande aptidão deste material a encruar, contribuindo de igual forma para o aumento das forças. Segundo Machado & Wallbank (1990) somente acima dos 800 C   que se verifica uma diminuio considerável da elevada resistência.

A maquinabilidade é classificada através de um  ndice que tem como padrão o aço AISI B-1112, considerado um aço de corte fácil, com  ndice de 100%. Na Tabela 2.7 estão expostos alguns valores da maquinabilidade para alguns materiais e para algumas ligas de titânio. Verifica-se que o titânio e suas ligas apresentam baixos índices de maquinabilidade, compreendidos entre 20 e 40%.

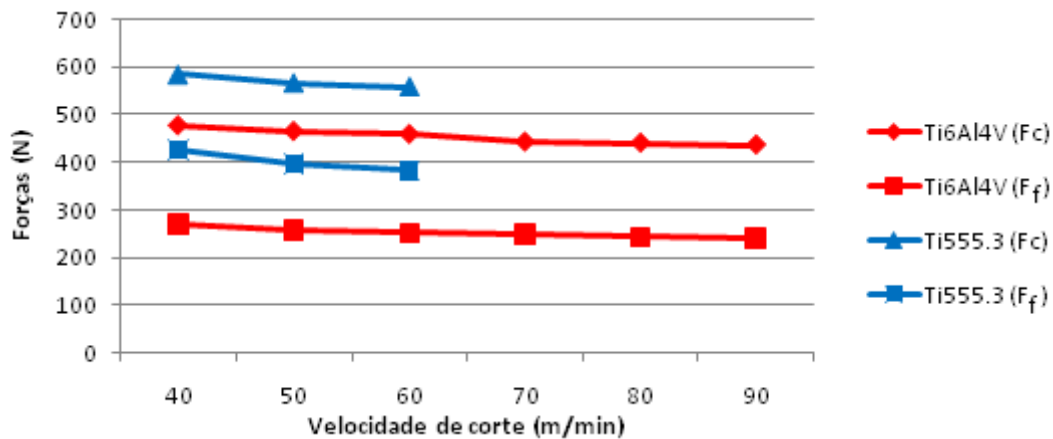
**Tabela 2.7:** Comparaco da maquinabilidade de alguns materiais e de algumas ligas de titânio comuns (Matthew J. Donachie, 2000).

Ligas	Condio	�ndice de Maquinabilidade
AA 2017	Tratado por soluço e envelhecido	300
AISI B-1112	Endurecido	100
Ti CP	Recozido	40
Ti-5Al-2.5Sn	Recozido	30
Ti-6Al-4V	Recozido	22
Ti-6Al-6V-2Sn	Recozido	20

#### 2.2.2.1 FORÇAS E TEMPERATURAS DE CORTE

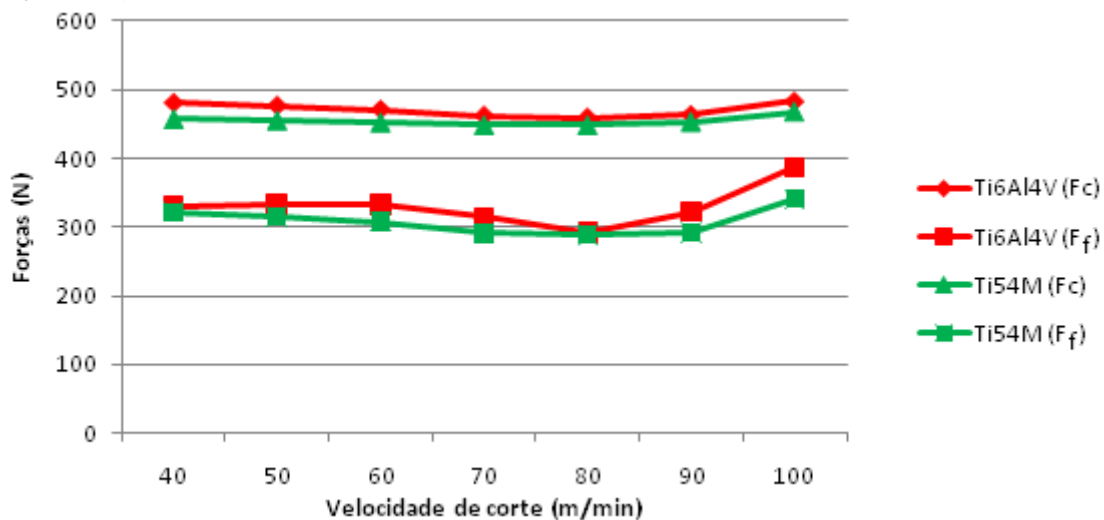
Na maquinagem do titânio são normalmente obtidos valores de forças de corte ligeiramente superiores aos obtidos para aços de dureza semelhante. Contudo as características metalúrgicas deste material são a causa da sua difícil maquinabilidade. As forças de corte na maquinagem do titânio e suas ligas estão muito relacionadas com o aumento da dureza e da resistência mecânica.

Arrazola et al. (2009) levaram a cabo testes de maquinagem para as ligas Ti555.3 e Ti6Al4V e verificaram valores superiores de força específica de corte e de avanço para a primeira liga, notando-se uma maior diferença na força específica de avanço (Figura 2.3). Estes valores podem ser justificados pelas propriedades mecânicas superiores da liga Ti555.3.



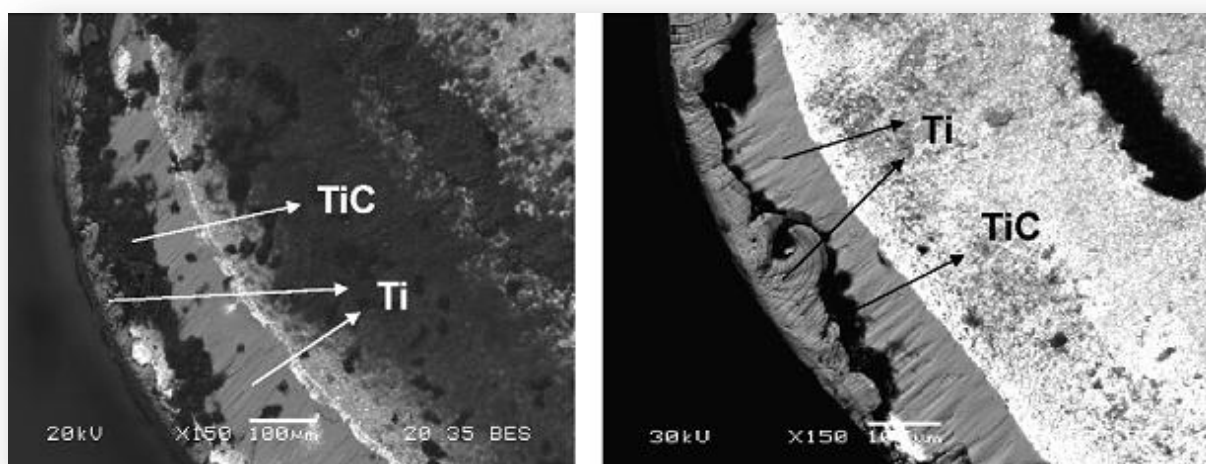
**Figura 2.3:** Valores das forças de corte e de avanço obtidos na maquinagem de Ti6Al4V e Ti555.3; f: 0,1mm/rev; L: 2mm;  $\alpha$ : 6°;  $\gamma$ : 7°; ferr.: Carboneto K15 (Arrazola et al., 2009).

Armendia et al. (2010) testaram as ligas Ti6Al4V e Ti54M, e relataram que as forças específicas de corte e avanço são ligeiramente inferiores para a segunda liga. Referem também que estas forças diminuem com o aumento da velocidade de corte até um valor mínimo, a partir do qual aumentam (Figura 2.4). As forças de corte e avanço atingem um mínimo para velocidades de corte a rondar os 80m/min.



**Figura 2.4:** Valores das forças de corte e de avanço obtidos na maquinagem de Ti6Al4V e Ti54M; f: 0,1mm/rev; L: 2mm;  $\alpha$ : 6°;  $\gamma$ : 7°; ferr.: Carboneto K15; (Armendia et al., 2010).

Arrazola et al. (2009) e Armendia et al. (2010) verificaram a adesão de material nomeadamente Ti e TiC (Figura 2.5) na face de ataque de todas as ferramentas usadas, promovendo o fenómeno da aresta postiça de corte (APC), que consiste na sobreposição de material à aresta de corte, restringindo o contacto com a peça, diminuindo o comprimento de contacto e consequentemente as forças de corte.



**Figura 2.5:** Material aderido na face de ataque das ferramentas em carboneto sinterizado K15 após a maquinagem de Ti6Al4V a 80m/min (à esquerda) e Ti555.3 a 50m/min (à direita) Armendia et al. (2010).

Armendia et al. (2010) verificaram que a presença da APC causa um aumento no ângulo de ataque, o que reduz as forças de corte na ferramenta. Concluíram ainda que tanto a forma como o tamanho da APC afectam as forças de corte, que atinge uma geometria óptima por volta dos 80m/min, onde as forças de corte tendem a atingir um valor mínimo. Estes resultados estão em conflito com o estudo recente levado a cabo por Cotterell e Byrne (2008), onde as forças de corte diminuíram sempre com o aumento da velocidade de corte. Por outro lado, os autores verificaram que o mecanismo de APC esteve presente em todos os ensaios realizados e para todas as condições de corte.

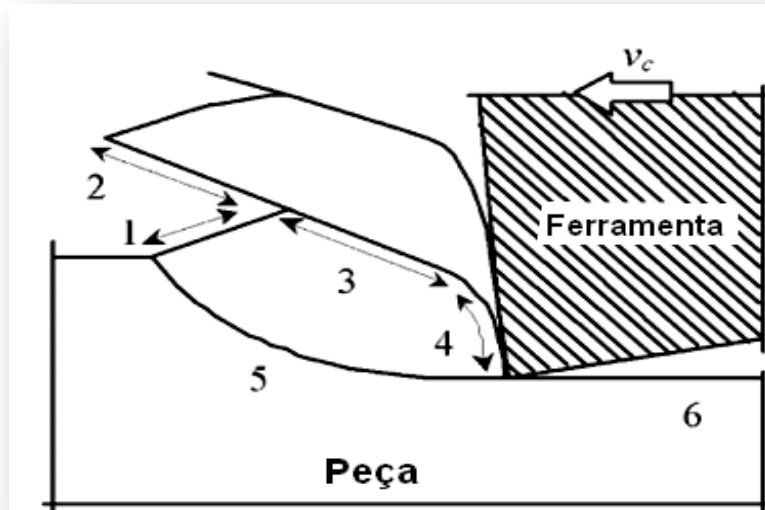
#### 2.2.2.2 APARA E O SEU MECANISMO DE FORMAÇÃO

Uma das características da maquinagem do titânio e suas ligas é a obtenção de aparas em dente serrilhado, resultado das instabilidades no processo de corte para uma certa gama de velocidades. A forma da apara obtida é diferente da do tipo contínuo, que é característica da maquinagem da maioria dos materiais sujeitos a condições de corte convencionais (Barry et al., 2001).

O mecanismo de formação da apara tipo dente serrilhado na maquinagem do titânio e suas ligas é geralmente aceite como sendo o resultado de instabilidades termoplásticas na zona primária de deformação, fenómeno designado por mecanismo de deformação termoplástica (Barry et al., 2001).

Komanduri & Turkovich (1981) identificaram dois estágios importantes na formação dos segmentos de apara em dente serrilhado, ilustrados na Figura 2.6. O primeiro estágio envolve a perturbação da fatia elementar do volume de material imediatamente à frente da ferramenta. Uma vez atingida a deformação de corte

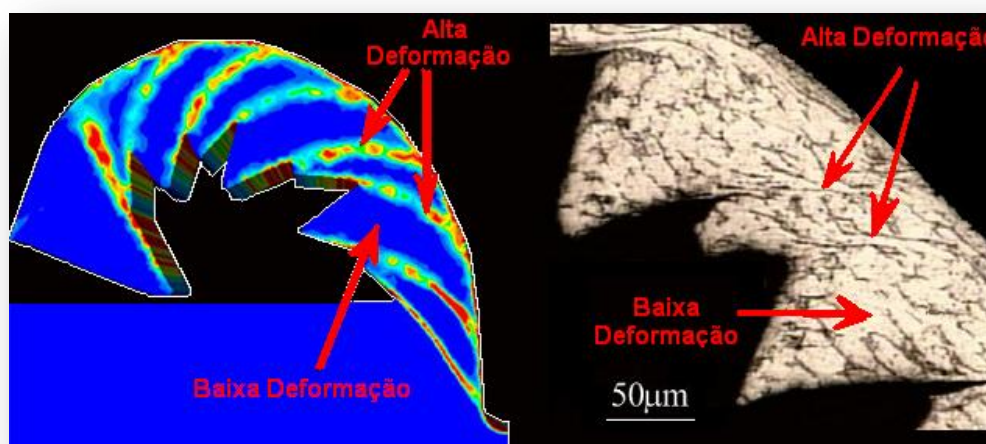
crítica ao longo da linha 5, ocorre uma instabilidade termoplástica tal, que as deformações de corte seguintes são absorvidas e acomodadas pela zona de corte de falha, levando à separação das superfícies 2 e 3.



**Figura 2.6:** Ilustração da formação da apara na maquinagem das ligas de titânio (Komanduri & Turkovich, 1981).

A natureza da instabilidade, originalmente explicada por Recht (1964), é resultante do crescente aumento da conformabilidade do material com aumento da temperatura, que se subrepõe ao encruamento gerado pelo trabalho plástico, fenómeno este identificado como deformação termoplástica catastrófica ou corte abiabático.

Impossibilitado de se propagar facilmente pela apara, o calor gerado concentra-se numa estreita faixa, identificada como banda de corte, onde se verificam deformações localizadas elevadas. As restantes zonas não afectadas pelo calor sofrem deformação pouco pronunciada. Calamaz et al. (2008), observaram a ocorrência de elevadas concentrações de calor localizadas num plano móvel que acompanha a apara à medida que se forma, indicando a ocorrência de elevadas deformações nesse mesmo plano, que motiva o deslizamento de material. Consequentemente verifica-se uma rotação do plano de corte que exige níveis de força superiores à necessária para deformar o mesmo material a frio sobre um plano mais favorável. Na Figura 2.7 está ilustrado este fenómeno.



**Figura 2.7:** Formação da apara serrilhada na maquinam de Ti6Al4V (Calamaz et al., 2008).

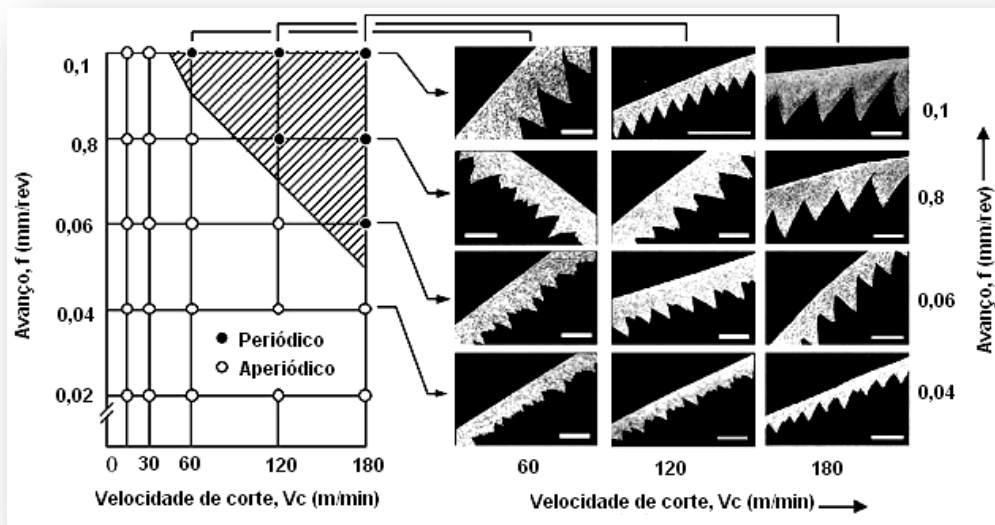
Machado & Wallbank, (1990), defendem que a formação da apara segmentada varia de acordo com a microestrutura do material, e que esta não é observada na liga  $\alpha$ , mas sim na liga  $\alpha+\beta$  e na liga  $\beta$  com frequência duas vezes superior. Afirmam a ausência de formação de apara em dente serrilhado na maquinam do titânio comercialmente puro, mesmo para elevadas velocidades de corte, de cerca de 192m/min.

De acordo com Barry et al. (2001), para baixos valores de velocidade de corte e avanço na maquinam de Ti6Al4V (por exemplo:  $V_c = 60$  m/min;  $f = 0,02$  mm/rev) são produzidas aparas com dentado serrilhado de frequência aperiódica. O aumento destes parâmetros resulta na transição da apara para a frequência periódica, ilustrado na Figura 2.8. Concluíram que para baixas velocidades de corte ( $V_c = 15$  m/min) a falha dentro da região superior da zona de corte primária ocorre predominantemente através de clivagem. Opostamente, para elevadas velocidades de corte a falha ocorre por meio de uma fractura dúctil, consequência do aumento da temperatura na zona de corte primária.

Komanduri & Turkovich (1981) indicam que a deformação localizada durante a formação da apara do titânio pode ser explicada pela transição da estrutura cristalina, resultante do aumento de temperatura que acompanha a deformação plástica. Descrevem este fenmeno como a transição da estrutura cristalina de hexagonal compacta ( $\alpha$ ) para a estrutura cúbica de corpo centrado ( $\beta$ ).

Barry et al. (2001) verificaram uma dependência da periodicidade do serrilhado da apara com o aumento da velocidade de corte e do avanço. Registam que a transição de apara serrilhada aperiódica para periódica ocorre para valores de velocidades de corte e avanços mais elevados.

Na Figura 2.8, é mostrada a morfologia da apara obtida por Barry et al. (2001) em função da velocidade de corte ( $V_c$ ) e do avanço ( $f$ ).



**Figura 2.8:** Morfologia da apara em função da velocidade de corte ( $V_c$ ) e do avanço ( $f$ ) (Barry et al., 2001).

Recht (1964) verificou que para baixos valores de velocidade de corte, os gradientes térmicos são baixos e a distância entre as bandas de corte é inferior, podendo-se aproximar de zero quando a velocidade diminui para um valor crítico, para o qual a deformação se torna uniforme. Zhen-Bin & Komanduri (1995), previram uma velocidade crítica de corte aproximadamente de 9 m/min na maquinagem da liga Ti6Al4V.

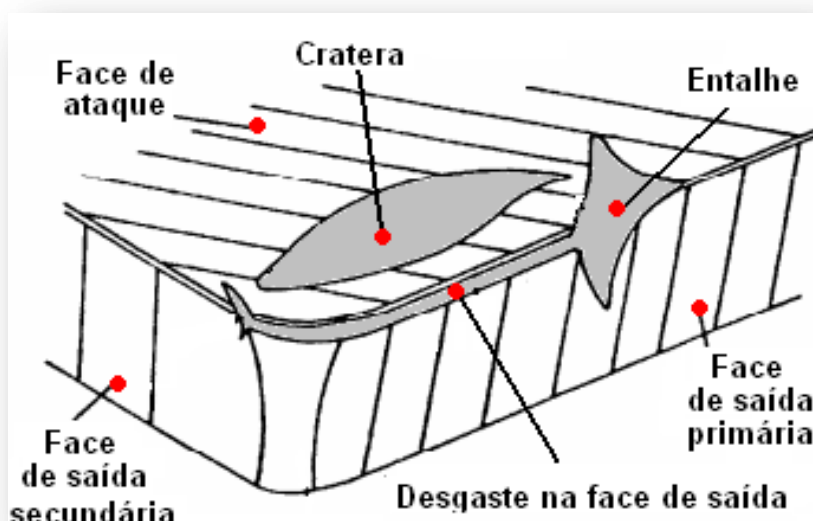
#### 2.2.2.3 DESGASTE DA FERRAMENTA

Nesta secção é abordado o fenómeno de desgaste da ferramenta no processo de maquinagem do titânio e suas ligas, que está relacionado com a geometria e material da ferramenta de corte, parâmetros e condições de corte assim como as propriedades mecânicas químicas e físicas do material a processar.

Como referido ao longo da presente dissertação, o titânio possui um conjunto de características responsáveis pela sua difícil maquinabilidade, que se traduzem num elevado grau de desgaste e avarias da ferramenta de corte.

As ferramentas de corte na maquinagem do titânio estão sujeitas a choque severo térmico e mecânico, assim como a elevadas tensões de corte e elevadas temperaturas próximas da aresta de corte, que influenciam a taxa de desgaste e consequentemente a vida da ferramenta. O desgaste em cratera, a fragmentação e fractura da aresta, o desgaste na face de saída e entalhes são os principais modos de degradação da ferramenta de corte. Na Figura 2.9 estão apresentadas as principais zonas de desgaste.





**Figura 2.9:** Desgaste típico da ferramenta na maquinagem de titânio e suas ligas (Ezugwu, 2005).

Dentro dos mecanismos responsáveis pelo desgaste da ferramenta, sendo eles a aresta postiça de corte, oxidação, abrasão, difusão e adesão, os dois últimos são os mais dominantes na maquinagem do titânio e suas ligas (Trent & Wright, 2000) (Dearnley & Grarson, 1986).

O mecanismo de adesão consiste na adesão cíclica de material da peça, seguida da remoção de partículas da ferramenta, fenómeno que ocorre mais frequentemente na face de saída. O mecanismo de difusão envolve transferência de átomos entre a ferramenta e a peça, e é fortemente influenciado pela temperatura, afinidade química e tempo de contacto (Trent & Wright, 2000).

Na maquinagem do titânio as diferentes ferramentas de corte tendem a reagir de modo diferente aos mecanismos de desgaste. Por exemplo, a rápida perda de dureza das ferramentas de aço rápido para temperaturas superiores a 600°C, é a causa da ocorrência de severas deformações plásticas o que agrava a taxa de desgaste. (Ezugwu & Wang, 1997)

Na face de ataque, o mecanismo de desgaste por difusão é dominante nos carbonetos sinterizados, devido ao cobalto se dissolver preferencialmente no titânio. Com carbonetos não revestidos e cerâmicos, o desgaste é predominantemente por difusão, à excepção do sialon, onde o desgaste ocorre por meio de adesão.

Na face de saída dos cerâmicos e dos sialon, o mecanismo dominante é a adesão, e a difusão predomina para os carbonetos. Na Tabela 2.8, é mostrado um resumo dos mecanismos dominantes de desgaste para alguns materiais de ferramentas de corte no torneamento do titânio e suas ligas.

**Tabela 2.8:** Mecanismos dominantes de desgaste para alguns materiais de ferramentas de corte no torneamento do titânio e suas ligas (Ezugwu & Wang, 1997).

Material da ferramenta	Face de ataque	Face de saída
<b>Carbonetos</b>	Difusão	Difusão
<b>Cerâmicos</b>	Difusão	Adesão
<b>Sialon</b>	Adesão	Adesão

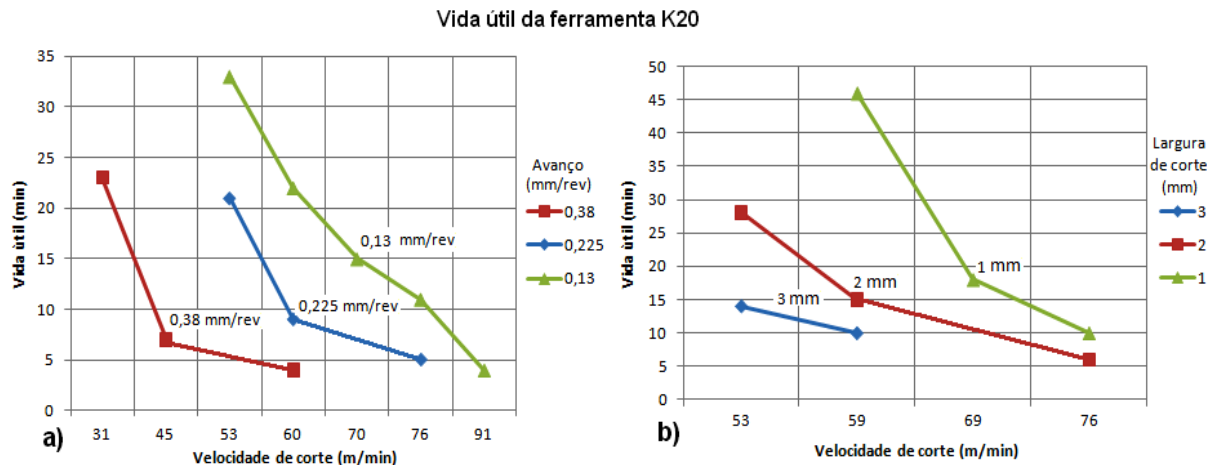
Ferramentas revestidas com TiN, TiC,  $\text{Al}_2\text{O}_3$  e HfN, apresentam uma maior taxa de desgaste do que as ferramentas não revestidas devido à elevada afinidade química envolvida desses compostos com o titânio. Registam-se casos em que o revestimento desaparece quase por imediato numa única passagem da ferramenta. Excepção a isso são as ferramentas revestidas de  $\text{TiB}_2$  e CBN que apresentam apreciável resistência ao desgaste. (Dearnley & Grarson, 1986) (Komanduri, 1982)

As ferramentas de PCD caracterizam-se pela baixa solubilidade química com o titânio, o que evita a perda por difusão dos seus constituintes para a avara, retardando assim o mecanismo de desgaste. Estas ferramentas são aptas para operações que envolvam elevadas temperaturas, uma vez que mantêm a dureza e resistência mecânica a quente. Tal facto é verificado em vários testes nos quais se obtêm baixos valores de desgaste do PCD comparativamente às ferramentas em carbonetos sinterizados. Ramesh et al. (2008)

Seguidamente são apresentados os resultados de trabalhos experimentais de alguns autores que efectuaram a medição do desgaste da ferramenta através da norma *ISO3685*, onde o fim de vida da ferramenta é determinado por uma das seguintes condições: ou determinar o tempo que levou a ferramenta a atingir um valor de desgaste na face de saída de 0,3mm, ou estabelecer um patamar de tempo de corte de 15 minutos e medir o desgaste.

Chandler (1978) referiu que embora o avanço não altere drasticamente a vida da ferramenta, na maquinagem do titânio é notória uma grande sensibilidade a este parâmetro com a diminuição da vida útil da ferramenta. Na Figura 2.10a está representada a vida útil da ferramenta, em função da velocidade de corte para diferentes avanços, que mostra uma forte redução do tempo de vida da ferramenta para maiores valores de avanço, e de velocidade de corte.

A largura de corte revela também influência no tempo de vida da ferramenta. Na Figura 2.10b está representada a vida útil da ferramenta em função da velocidade de corte para diferentes larguras de corte, onde é possível verificar que para maiores valores de largura de corte e de velocidade de corte, a vida da ferramenta diminui.



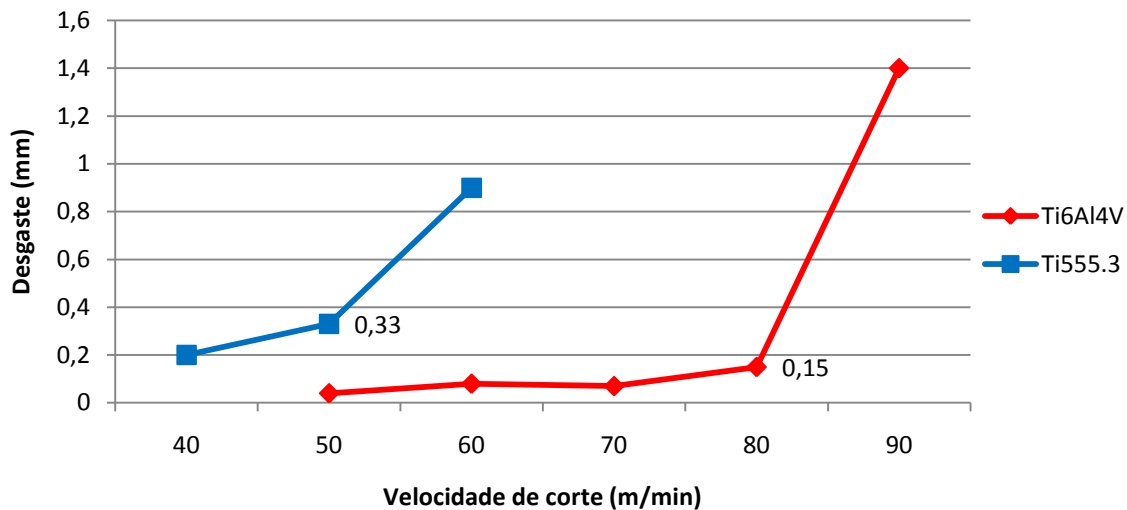
**Figura 2.10:** Testes realizados para o desgaste de uma ferramenta em carboneto K20;

- a) Maquinagem de Ti6Al4V, Relação com a velocidade de corte e avanço (Kahles et al., 1985);  
 b) Maquinagem de Ti-5Al-2Sn, Relação com a velocidade e largura de corte (Chandler, 1978).

Barry et al. (2001) verificaram que na maquinagem da liga Ti6Al4V com ferramentas em carboneto sinterizado, ocorre a formação de aresta postiça de corte para uma gama de velocidades compreendidas entre 30 e 120m/min, fen meno que se agrava com o aumento da velocidade de corte.

Arrazola et al. (2009) fizeram testes comparativos entre as ligas Ti6Al4V e Ti555.3, e definiram que o  ndice de maquinabilidade da primeira é superior ao da segunda liga. Comparando as velocidades de corte máximas dos dois materiais, concl  ram que o volume de aparado removido na liga Ti555.3 é apenas 56% do volume removido na Ti6Al4V. Verificaram que na maquinagem da liga Ti555.3, o mecanismo de desgaste predominante na ferramenta de corte é o de difusão.

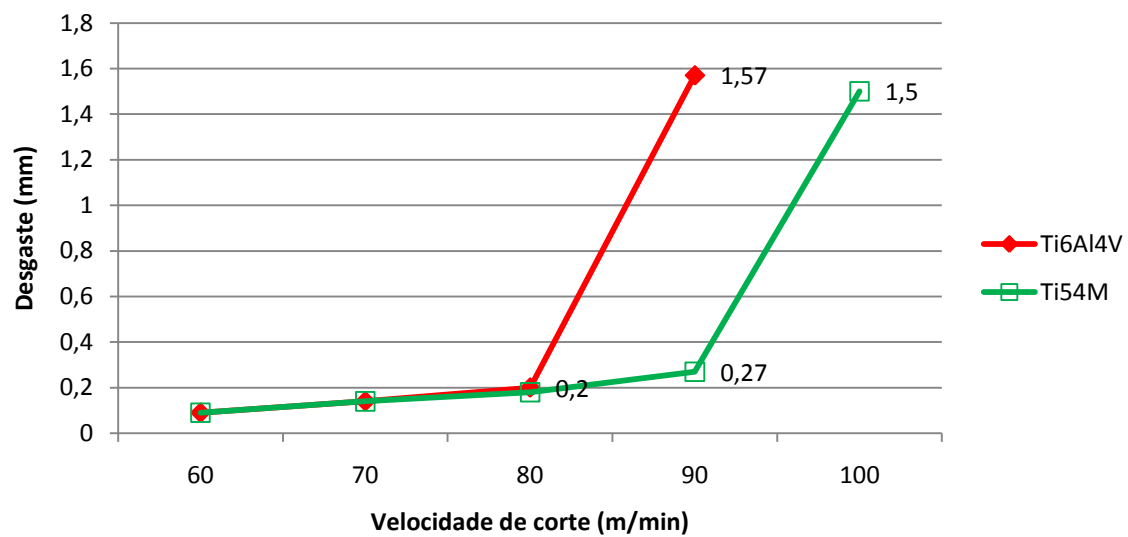
Na Figura 2.11 encontram-se os resultados obtidos por Arrazola et al. (2009) nos testes de desgaste de 15 minutos com uma ferramenta de carboneto sinterizado K15. Os dados revelam que na maquinagem da liga Ti555.3 para uma velocidade de corte de 50m/min ocorre um aumento significativo do desgaste, elevado levando rapidamente a ferramenta ao seu fim de vida útil. Na maquinagem da liga Ti6Al4V ocorre o mesmo fen meno para a velocidade de corte de 80m/min. Concl  ram assim que a aplicação do critério da vida da ferramenta pela norma ISO3685 revela que, para a maquinagem de Ti6Al4V a uma velocidade de corte de 80m/min ocorre um desgaste na zona de saída  $VB = 0,15\text{mm}$ , e na zona de ataque a formação de uma cratera com comprimento de  $KB = 0,21\text{mm}$ . Na maquinagem do Ti555.3 para uma velocidade de corte de 50m/min verifica-se um  $VB = 0,33\text{mm}$ , e a formação de uma cratera de comprimento  $KB = 0,18\text{mm}$ .



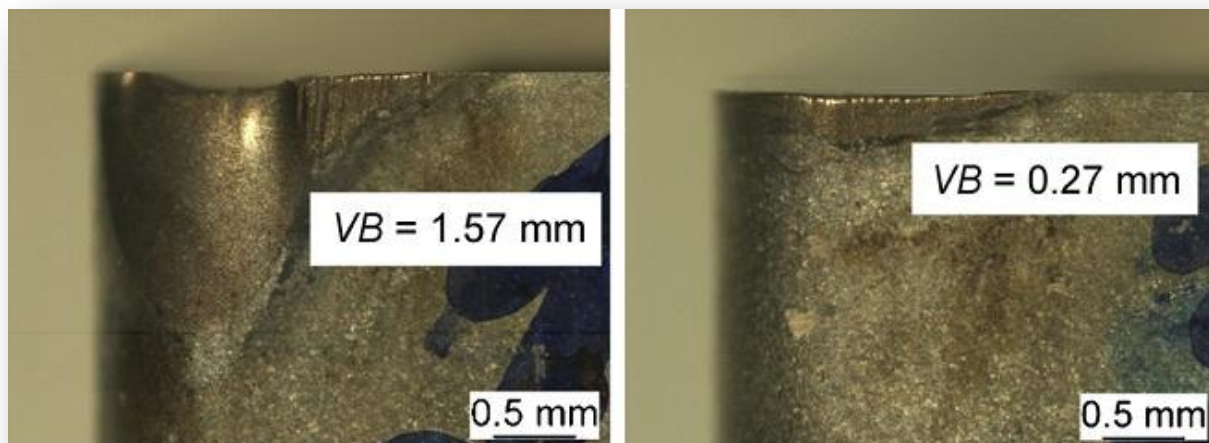
**Figura 2.11:** Desgaste da face de saída (VB) para 15 minutos de teste;  $f$ : 0,1mm/rev;  $L$ : 2mm;  $\alpha$ : 6°;  $\gamma$ : 7°; Ferramenta: Carboneto K15; Arrazola et al., (2009).

Armendia et al. (2010) fizeram testes comparativos entre Ti6Al4V e o Ti54M. Verificaram a formação da aresta postiça de corte e fenômenos assim como fenômenos de adesão na face de saída da ferramenta em todos os ensaios realizados. Os resultados experimentais mostraram maior desgaste em cratera para a maquinagem da liga Ti6Al4V, sobretudo para elevadas velocidades de corte. À semelhança de Arrazola et al. (2009), verificaram que na maquinagem de Ti6Al4V para um patamar de velocidades de corte de 80 m/min, ocorre um elevado crescimento da taxa de desgaste da ferramenta de corte. Adicionalmente na maquinagem de Ti54M verificou-se o mesmo fenômeno para uma velocidade de corte de 90m/min, como ilustrado na Figura 2.12.

A aplicação do critério da vida da ferramenta pela norma *ISO3685* mostrou que na maquinagem de Ti6Al4V para uma velocidade de corte de 80m/min, o desgaste da face de saída da ferramenta de corte é de  $VB = 0,2\text{mm}$ . Para a maquinagem de Ti54M com velocidade de corte de 90m/min, o desgaste obtido é de  $VB = 0,27\text{ mm}$ . Na Figura 2.13 são apresentadas as imagens comparativas das faces de saída das ferramentas para uma velocidade de corte de 90m/min.

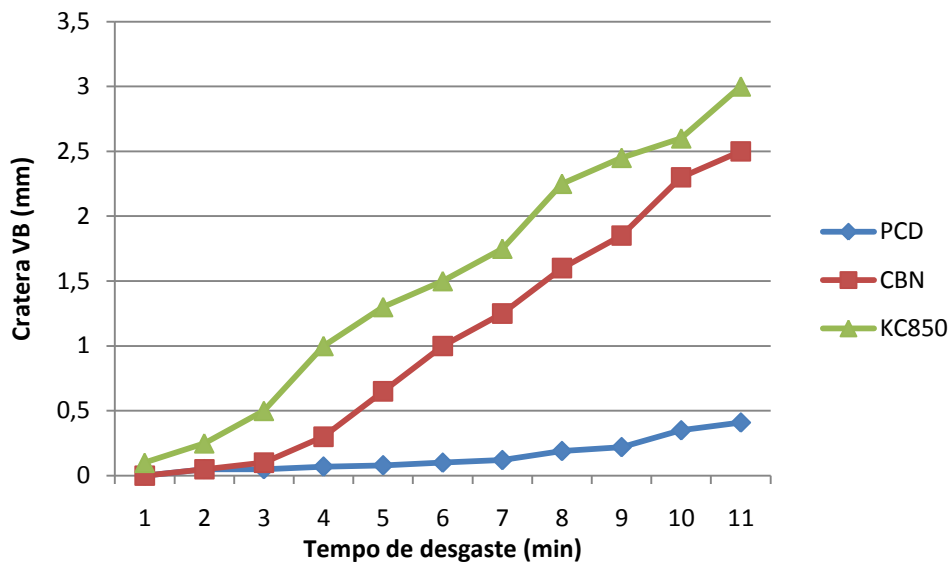


**Figura 2.12:** Desgaste da face de saída (VB) para 15 minutos de teste;  $f$ : 0,1mm/rev;  $L$ : 2mm;  $\alpha$ : 6°;  $\gamma$ : 7°; Ferramenta: Carboneto K15; Armendia et al., (2010).



**Figura 2.13:** Desgaste da zona de saída para um tempo de maquinagem 15 minutos e  $V_c = 90$  m/min para o Ti6Al4V (à direita) e Ti54M (à esquerda) Armendia et al., (2010).

Nabhani, (2001) comparou o desempenho das ferramentas de corte de PCD, carboneto revestido (KC850) e CBN. Os testes de torneamento realizaram-se com condições de corte consideradas pelo autor como sendo as que maximizam a temperatura da face de ataque e conservam o material da peça ( $V_c$ : 75m/min;  $f$ : 0,25mm/rev;  $L$ : 1mm; corte a seco). Estes testes mostraram um melhor desempenho da ferramenta de PCD, com uma taxa de desgaste quatro vezes inferior ao carboneto e duas vezes inferior ao CBN, tendo mostrado uma boa manutenção do desgaste no decorrer do teste, Figura 2.14.



**Figura 2.14:** Teste comparativo de desgaste entre ferramentas de PCB, CBN e Carboneto revestido Nabhani, (2001).

Ezugwu (2005) avaliou o desempenho de corte das ferramentas de CBN no torneamento de acabamento da liga Ti6Al4V com fluido refrigerante a uma pressão de 11MPa e velocidade de corte de 150m/min. Para o efeito de comparação, realizaram-se paralelamente testes de torneamento com ferramentas em carboneto não revestidas. Foi observado um desempenho muito semelhante para os dois materiais, obtendo-se uma taxa de desgaste de 0,05mm/min em ambos os casos.

Ramesh et al. (2008) testaram o comportamento das ferramentas de PCD na maquinagem a seco da liga Ti6Al4V, verificando uma relação directa do aumento do desgaste com o aumento do avanço e da velocidade de corte.

#### 2.2.2.4 INTEGRIDADE SUPERFICIAL

O titânio é um material geralmente usado em peças que requerem elevada robustez e fiabilidade, e por esta razão deve ser assegurada a integridade superficial (Machado & Wallbank, 1990).

A integridade superficial é definida como a condição inerente a uma superfície produzida por maquinagem. É avaliada através das tensões residuais, do acabamento superficial, da dureza e das alterações metalúrgicas sofridas pelo material da peça. Esta área, ainda que importante, não assumiu a devida atenção devido à escassez de estudos a avaliar a influência dos parâmetros de maquinagem com a integridade superficial e com o desempenho das peças obtidas. (Yang & Liu, 1999).

As tensões residuais são causadas pelos processos tecnológicos, onde se procura obter tensões compressivas enquanto as tractivas devem ser evitadas.

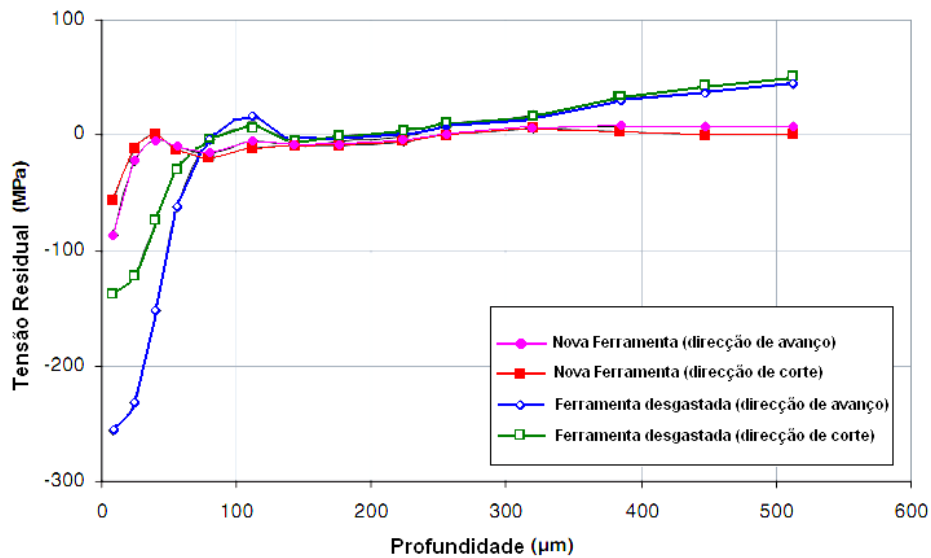
Zlatin & Field (1973) relataram que na fresagem, as condições de corte abusivas produzem tensões residuais de natureza tractiva. Por outro lado, para condições de corte brandas geram-se superfícies com tensões residuais de natureza compressiva.

Narutaki et al. (1983) concluíram que a tensão residual na superfície da peça obtida após a maquinagem pode assumir natureza compressiva ou tractiva, que aumenta com o aumento da velocidade de corte. Adicionalmente comprovaram que a magnitude da tensão residual aumenta para condições de maquinagem a seco.

Kahles et al. (1985) afirmaram que na maquinagem de titânio as tensões residuais obtidas são de natureza compressiva, independentemente da maquinagem ser realizada em condições adequadas ou danosas, (como por exemplo com o uso de ferramentas com aresta de corte danificadas) e a sua magnitude varia de acordo com os parâmetros de corte. De igual forma, Machado & Wallbank (1990) também indicam uma natureza compressiva das tensões residuais na superfície do titânio, sobretudo para elevadas velocidades de corte.

Silin et al. (1989) afirmaram que se verifica uma redução das tensões residuais para a maquinagem com elevados valores de largura de corte.

Hughes et al. (2005) estudaram o efeito de desgaste da ferramenta de corte com a integridade superficial do Ti-6Al-4V (Figura 2.15) e registaram que peças maquinadas com pastilhas novas, as tensões residuais tornam-se tractivas a 50 $\mu$ m de profundidade, antes de voltarem ao equilíbrio, aproximadamente a 180 $\mu$ m. Em contraste, as peças maquinadas com pastilhas desgastadas apresentaram sempre tensões residuais de natureza compressiva mas de magnitude superior. Defendem que o aumento das tensões residuais verificado na maquinagem com pastilhas rombas pode ser resultado de um maior trabalho mecânico realizado sobre a camada superficial da peça, devido a existir uma redução no ângulo de saída da ferramenta, e conseqente aumento da área de contacto peça/ferramenta. Isto conduz a um aumento significativo das forças de corte, assim como ao aumento do atrito na interface face de saída com a superfície maquinada. Verificaram também o aumento das tensões compressivas com o aumento do avanço.



**Figura 2.15:** Perfil da tensão residual obtido por torneamento de Ti6Al4V; Vc: 120m/min; f: 0.25mm/rev (Hughes, Sharman, & Ridgway, 2005).

Na tabela 2.9 apresenta-se um resumo da influência dos principais parâmetros de corte nas tensões residuais, obtidas por alguns autores durante a maquinagem de titânio e suas ligas.

**Tabela 2.9:** Parâmetros de corte vs tensões residuais.

Autor	Velocidade de corte	Avanço	Largura de corte	Desgaste da ferramenta	Fluidos de corte
<b>Machado &amp; Wallbank (1990)</b>	Elevados valores causam tensões residuais compressivas				
<b>Silin et al. (1989)</b>	Elevados valores reduzem a amplitude das tensões residuais				
<b>Kahles et al. (1985)</b>	As tensões residuais obtidas são de natureza compressiva independentemente da maquinagem ser realizada em condições adequadas ou danosas e variam em magnitude de acordo com os parâmetros de corte				
<b>Hughes et al. (2005)</b>	O aumento do seu valor acentua a natureza compressiva		Com o crescente de desgaste verificam-se superiores valores de tensão residual compressiva		
<b>Narukati et al. (1983)</b>	Com o aumento da velocidade a magnitude da tensão residual aumenta				Com uso de fluido a magnitude da tensão residual diminui

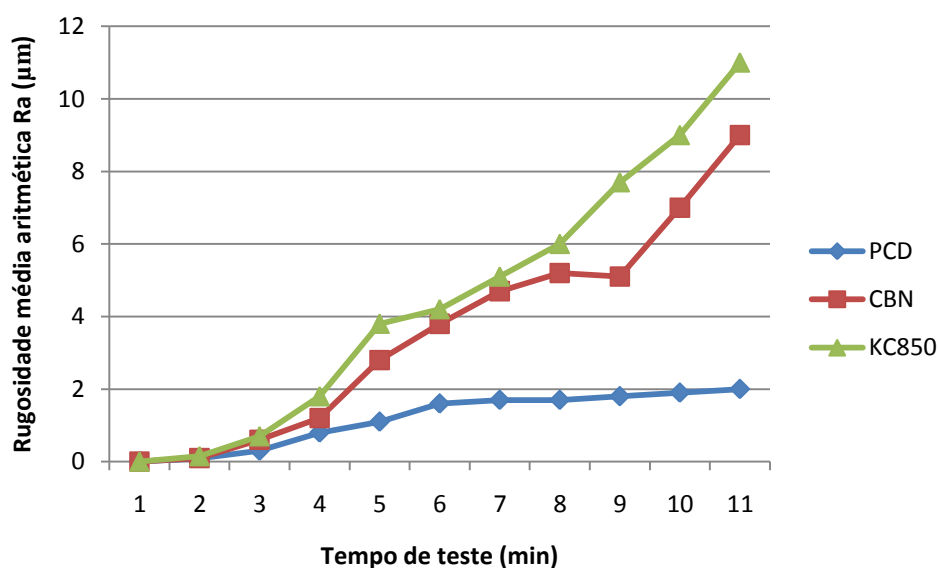


O acabamento de superfície é um parâmetro importante na engenharia de produção visto que é uma característica que influencia o desempenho de peças mecânicas e seus custos, sendo o reflexo de uma eficiente selecção dos parâmetros de corte. Os parâmetros que mais afectam a rugosidade de superfície são o avanço, o raio de ponta da ferramenta e a profundidade de corte. Esta também depende, embora em menor grau, da velocidade de corte, da profundidade de corte, da geometria da ferramenta, das propriedades do material da peça e da rigidez da máquina ferramenta.

Várias falhas, por vezes catastróficas, tem sido atribuídas ao acabamento superficial dos componentes. Por esta razão, têm havido desenvolvimentos da investigação com o objectivo de otimizar as condições de corte para obter um bom acabamento de superfície.

Os testes de maquinagem feitos por Che-Haron (2001), para a liga Ti6Al2Sn4Zr6Mo com ferramenta de corte em carboneto, permitiram concluir que   medida que a ferramenta de corte se aproxima do fim de vida, a rugosidade superficial da peça maquinada aumenta, facto que pode ser justificado pela adesão da face de saída ao material da peça.

O ensaio comparativo de torneamento feito por Nabhani (2001) a três ferramentas de materiais diferentes, mostrou um melhor acabamento de superfície para ferramentas de PCD com um valor máximo de rugosidade aritmética de 2 m, apresentando um melhor desempenho que as ferramentas de CBN e de carboneto revestido. Esta última teve o pior desempenho. O autor explicou a elevada rugosidade obtida com as ferramentas de CBN e carbonetos revestidos   elevada taxa de desgaste Na Figura 2.16 apresentam-se os resultados da rugosidade média aritmética obtida para as ferramentas testadas



**Figura 2.16:** Rugosidade média aritmética obtida no Ti5Al4Mo2Sn6Si2Fe em teste comparativo de três ferramentas Nabhani, (2001).

Colafermina et al. (2007) verificaram um aumento da rugosidade com o aumento da taxa de avanço, mas em oposição, concluíram que não havia relação directa entre a largura de corte e a rugosidade superficial.

O estudo efectuado por Ramesh et al. (2008) sobre a maquinagem da liga Ti6Al4V com ferramentas de PCD, indicou que a rugosidade superficial tende a diminuir com o aumento da velocidade de corte, facto que pode ser explicado pela formação de aresta postiça de corte a baixas velocidades. Para elevadas velocidades de corte este fenómeno deixa de ocorrer, permitindo obter um melhor acabamento de superfície. Adicionalmente registaram uma dependência directa da rugosidade superficial com a taxa de avanço devido a um aumento da geração de calor durante a maquinagem.

## **2.3 SÍNTESE**

Este capítulo abordou a maquinagem do titânio e suas ligas, com características e propriedades responsáveis pelo seu difícil processamento. Foi descrito o comportamento de várias ligas a partir de testes executados por vários autores para uma vasta gama de parâmetros de corte, tendo sido comprovada a difícil maquinabilidade destes materiais motivadas principalmente pela afinidade química à maioria dos materiais das ferramentas, pela capacidade de encruamento, pelas tensões elevadas e cíclicas na ferramenta de corte e pelas elevadas temperaturas geradas. Consequentemente verificaram-se elevados níveis de desgaste das ferramentas, e dificuldades na obtenção de uma integridade superficial satisfatória.

Devido às complicações associadas à sua maquinagem pode afirmar-se que, particularmente para materiais difíceis de maquinar como o titânio e suas ligas, um procedimento experimental implicará sempre um considerável investimento económico e de tempo. É nesta afirmação que reside a vantagem do uso de software de simulação numérica pelo método de elementos finitos, que não dispensa uma correcta definição dos parâmetros de entrada para a obtenção de exactidão aceitável quando comparada com dados experimentais. Contudo o FEM (do inglês *Finite Elements Method*) permite prever uma grande quantidade de variáveis, sem a necessidade de investir em materiais, ferramentas, máquinas e instrumentação de medida, evitando o dispendioso e iterativo processo de escolha dos parâmetros mais aceitáveis.

Por este motivo, na análise actual da maquinagem, a utilização de software de simulação numérica por elementos finitos revela-se como uma ferramenta importante.

### 3 SIMULAÇÃO NUMÉRICA DA MAQUINAGEM POR ELEMENTOS FINITOS

#### 3.1 ASPECTOS GERAIS

O método por elementos finitos tem sido uma ferramenta muito popular na análise de operações de maquinagem, em particular para o estudo do mecanismo de formação da apara. As formulações dos elementos finitos são mais fáceis de aplicar do que os métodos analíticos, que tendem a ser complexos e envolvem por vezes longas operações.

Neste capítulo é abordada a aplicação do software FEM (*Finite Element Method*) como meio de previsão do comportamento termo mecânico da maquinagem. Constitui um processo complexo que envolve uma variedade de fenmenos físicos, tais como deformação plástica, atrito, transformações termo mecânicas e os mecanismos de formação da apara (Trent e Wright, 2000). Um software de simulação por elementos finitos aplicado aos processos de maquinagem, permite modelar uma peça apta a sofrer deformação e rotura exercida por uma ferramenta rígida animada de movimento previamente definido, tendo como finalidade a previsão das respostas termo mecânicas deste sistema.

Mediante a definição dos parâmetros de corte no software, é possível avaliar a maquinabilidade de um processo de corte através da previsão das forças de corte, da distribuição de temperaturas, do desgaste da ferramenta, das tensões residuais na superfície maquinada e da qualidade de superfície.

Entre muitos outros, estão disponíveis no mercado softwares como *Abaqus*<sup>®</sup>, *Deform*<sup>®</sup>, *AdvantEdge*<sup>®</sup>, aptos para prever o comportamento termo mecânico dos mais variados materiais nas mais diversas condições. Devido à crescente oferta e variedade, tem sido cada vez mais comum o uso de softwares de simulação como meio de previsão não só por parte dos investigadores mas também pela indústria.

O sucesso da análise por elementos finitos depende em muito da proximidade dos seus resultados obtidos com os experimentais, e para tal é imprescindível a rigorosa definição dos parâmetros de entrada. Sartkulvanich et al. (2005) e Trent &

Wright (2000), afirmaram que os parâmetros mais importantes que influenciam a exactidão das simulações numéricas são, a curva de comportamento material constituinte da peça e o coeficiente de atrito na interface ferramenta-apara, o critério de fractura e os parâmetros térmicos.

A grande vantagem do uso de softwares FEM na maquinagem reside na possibilidade de testar uma grande gama de parâmetros, condições, materiais e ferramentas de corte sem a necessidade de envolver custos associados a ferramentas, materiais e máquinas-ferramenta para além do tempo envolvido. Permitem desta forma diminuir consideravelmente o número iterações de parâmetros a aplicar num processo tornando-o mais eficiente. Actualmente os softwares FEM são cada vez mais uma ferramenta indispensável para o estudo da maquinagem e do processo de formação da apara pois permitem a aquisição de conhecimento que dificilmente seria obtido experimentalmente.

### *3.1.1 SOFTWARES COMERCIAIS TÍPICAMENTE USADOS*

Como referido anteriormente, encontra-se disponível uma considerável oferta de softwares FEM, cada um com pressupostos e técnicas distintas para a resolução dos problemas, obtendo igualmente resultados distintos que os tornam apropriados ou não para um determinado teste. Logo, a variedade crescente de oferta obriga o utilizador a reflectir na escolha do software a usar, visto que diferentes softwares têm capacidades diferentes, tornando-se assim fundamental que a sua selecção tenha em vista o conjunto de recursos mais apropriado.

De modo geral todos os softwares FEM aptos a simular corte por arranque de apara seguem uma metodologia semelhante. Na Figura 3.1 é mostrado o fluxograma da típica arquitectura destes softwares.

Os dados de entrada constituem toda a informação necessária a introduzir no software de forma a recriar um evento físico. Envolve a conversão de parâmetros e condições de corte para dados que o software reconheça e processe, sendo uma tarefa de dificuldade e esforço variável, onde a quantidade e definição de dados estabelecidos depende não só do software adquirido mas também do grau de maior ou menor detalhe pretendido para os resultados.

É de boa prática o utilizador estabelecer e adaptar à medida de cada software uma metodologia para introdução dos dados de entrada que envolvem por vezes elevadas quantidades de informação. Muitos softwares já contemplam uma estrutura de interface que garanta a correcta colocação dos dados, de seguida é descrita a típica metodologia de introdução de dados:

- **Peça:** São estabelecidas as dimensões do bloco de material a cortar, tal como as propriedades do material constituinte. Alguns softwares disponibilizam uma lista de materiais que facilita e acelera de forma muito

significativa o trabalho do utilizador. Por outro lado, t também  possível a definição exaustiva das propriedades termo mecânicas do material, conferindo uma precisão superior aos resultados. Também é comum a possibilidade de importar ficheiros CAD com geometrias pr desenhadas.

- **Ferramenta:** Definem-se as geometrias da ferramenta de corte, é o exemplo do ângulo de ataque e de saída e o raio de gume no caso de corte ortogonal. A colocação adicional de parâmetros geométricos verifica-se para simulações de corte tridimensional, é o exemplo dos ângulos de posição e de inclinação da aresta de corte.  também comum a possibilidade de importação de geometrias personalizadas a partir de diversos programas CAD.

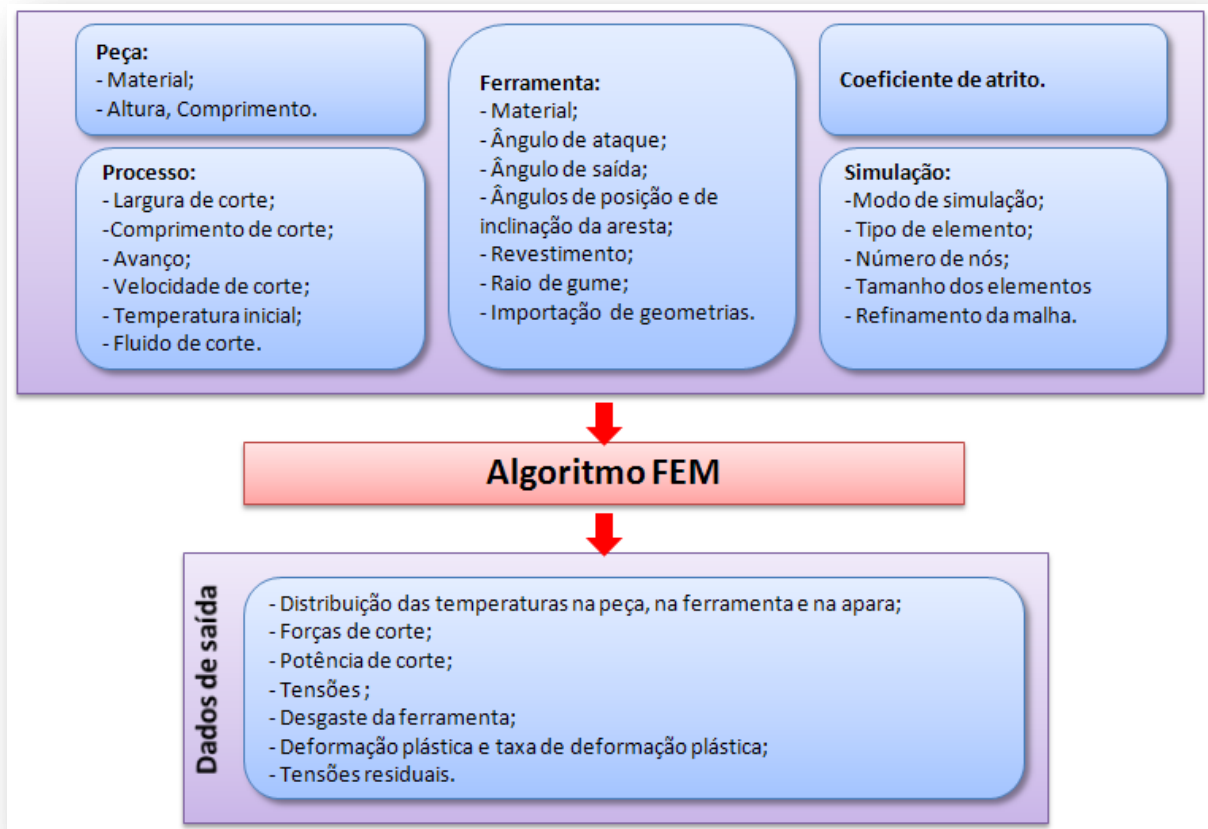
O material constituinte também pode estar facultado em bibliotecas de alguns softwares, tal como a opção de definição pormenorizada dos mesmos. Adicionalmente também  possível definir as camadas de revestimento da ferramenta e estabelecer modelos de desgaste.

- **Processo:** Nesta parte são colocadas as grandezas de corte, como a velocidade de corte, o avanço e a largura de corte. Também se estabelece a temperatura inicial da peça e o comprimento efectivo de corte. A aplicação de fluido lubrificante/refrigerante na modelação do corte também pode ser estabelecida. Esta opção exige um esforço adicional para averiguar as propriedades do fluido, de forma a colocar dados para a transferência de calor em diversos regimes de fluxo.
- **Coeficiente de atrito:** Um correcto uso dos softwares FEM implica uma escolha acertada deste coeficiente, uma vez que afecta directamente os resultados das forças de corte e de avanço, das temperaturas, do desgaste tal como das tensões residuais. As regiões de contacto e as condições de atrito entre a apara e a ferramenta são influenciadas por parâmetros como a velocidade de corte, o avanço, o ângulo de ataque, e os tipos de materiais constituintes que contactam. O atrito é um mecanismo dominante devido às elevadas tensões normais instaladas na interface apara/ferramenta, sendo também por isso um parâmetro de extrema relevância no método de elementos finitos.
- **Simulação:** Os dados aqui colocados definem o modo como a simulação decorre. Alguns softwares dispõem de opção para uma simulação mais rápida mas menos precisa, vulgarmente aplicada para afinações iniciais. Aqui estabelece-se o tipo de malha, o grau de definição e o número de nós. Dependendo do software FEM, é possibilitado o maior ou menor grau de acesso e permissão na definição destes dados.

Após a definição dos dados de entrada pode dar-se início  simulação numérica onde o software executa os algoritmos. Esta fase caracteriza-se pelo maior ou menor tempo de processamento. De referir também que o esforço computacional

em muito depende dos dados colocados relativos à definição da malha e à quantidade de dados de saída seleccionados.

Concluído o processamento, o utilizador tem à disposição um conjunto de informação resultante dos cálculos numéricos efectuados: distribuição de temperaturas, a potência, as forças de corte, as tensões as deformações envolvidas, o desgaste, a qualidade superficial entre outras, sob forma gráfica ou tabelada.



**Figura 3.1:** Arquitectura comum do software FEM para maquinagem.

De seguida são abordados alguns softwares FEM comumente utilizados para a previsão do comportamento na maquinagem.

O *Abaqus*<sup>®</sup> é um software de utilização geral, que pode resolver problemas em variados campos de aplicação. No entanto, não possui módulos específicos para simular o corte por arranque de apara e como tal o utilizador tem de definir explicitamente a peça, a ferramenta, os parâmetros do processo e da simulação, inclusivamente as condições de fronteira e o tipo e geometria da malha.

A maior vantagem do *Abaqus*<sup>®</sup> é permitir a construção de modelos de simulação com elevado controlo e grau de detalhe. É possibilitado ao utilizador a modelação da operação de maquinagem contemplando vários tipos de

comportamento, definição de interações peça/ferramenta, leis do material, assim como a escolha do elemento finito e do refinamento da malha mais apropriado.

No entanto este software tem uma curva de aprendizagem muito lenta, demorando muito tempo a preparar as simulações uma vez que o utilizador tem de definir manualmente muitos dos parâmetros, requerendo um conhecimento especializado, o que torna a utilização do *Abaqus*<sup>®</sup> quase inviável para fins práticos.

O *Deform*<sup>®</sup> (*Design Environment for Forming*), inicialmente desenvolvido para processos de conformação plástica, incorpora módulos que podem ser utilizados para rapidamente definir uma simulação de um processo de maquinagem. O utilizador tem de definir as geometrias da peça e da ferramenta, assim como os parâmetros do processo para que o software devolva a solução. Possui uma extensa biblioteca de materiais à disposição do utilizador e contempla também a possibilidade de os definir manualmente. Outra particularidade é a geração automática de uma malha adaptativa para contemplar as deformações inerentes à maquinagem. Alternativamente, é permitida a criação de módulos pré-programados, com o ajuste de parâmetros tais como o tamanho da malha, condições de fronteira, interações peça ferramenta, entre outros, para proporcionar um maior rigor na simulação.

A principal desvantagem deste software reside na constante refinação da malha no decorrer da simulação, o que a torna cada vez mais lenta, exigindo mesmo a intervenção periódica do utilizador.

O software *AdvantEdge*<sup>®</sup>, foi concebido especificamente para simular o corte por arranque de apara, incorporando módulos de maquinagem 2D e 3D, para operações como torneamento, fresagem, furação, sangramento, roscagem entre outros. Possui uma interface muito intuitiva, com janelas simples para a introdução dos parâmetros e definição das geometrias de corte, bastando poucos passos para iniciar uma simples simulação. A malha de elementos finitos adaptativa é gerada automaticamente, mas é deixado ao utilizador o controlo sobre o seu refinamento. Adicionalmente, é disponibilizada uma extensa biblioteca de metais e ligas comumente utilizados em engenharia, incluindo materiais utilizados na indústria aeronáutica.

Devido a ser um software muito intuitivo, o *AdvantEdge*<sup>®</sup>, não permite ao utilizador a configuração de certos parâmetros de baixo nível, tais como interações de contacto, condições de fronteira e algoritmos de resolução.

Na Tabela 3.1 é possível observar uma comparação do desempenho para os três softwares FEM mais utilizados na maquinagem.

**Tabela 3.1:** Comparação entre os três softwares FEM mais usados para maquinagem.

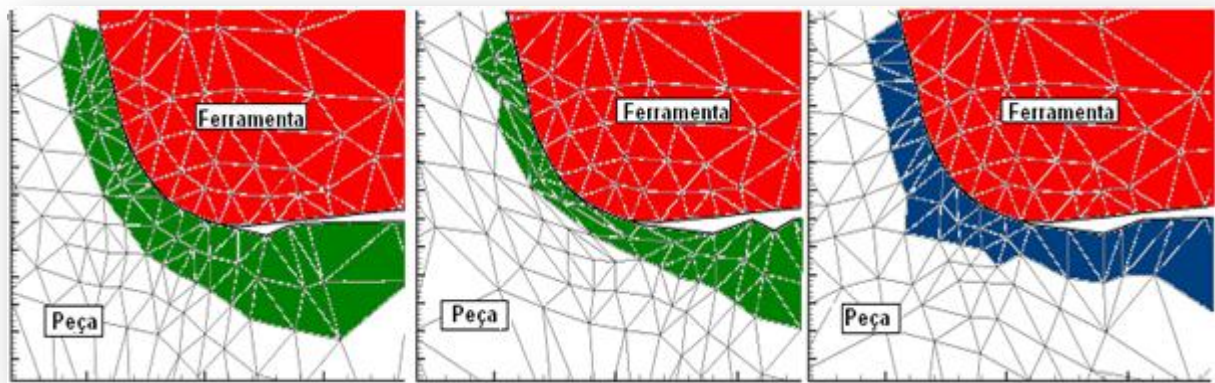
	<b>Abaqus®</b>	<b>Deform®</b>	<b>AdvantEdge®</b>
<b>Preparação</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Preparação pouco intuitiva e morosa;</li> <li>- Definição manual da ferramenta e peça;</li> <li>- Preparação manual das condições de fronteira e da definição da malha.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Utilização de módulos pré-definidos;</li> <li>- Geometria da ferramenta importada do CAD.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Preparação rápida e intuitiva;</li> <li>- Biblioteca de geometrias de ferramentas disponíveis.</li> </ul>
<b>Materiais disponíveis</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Biblioteca de materiais disponível;</li> <li>- Definição manual das propriedades dos materiais, podendo atingir elevado nível de detalhe.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Vasta biblioteca de materiais;</li> <li>- Editor de novos materiais.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Vasta biblioteca de materiais e ligas, incluindo ligas aeroespaciais.</li> </ul>
<b>Malha adaptativa</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Controlo dos parâmetros.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Controlo parcial dos parâmetros.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Recurso a malha adaptativa mas o seu controlo não é permitido.</li> </ul>
<b>Controlo</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Elevado controlo;</li> <li>- Permissão de modificar os algoritmos FEM.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Algum controlo permitido, mas os algoritmos FEM não podem ser manipulados.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Alterações pouco permitidas.</li> </ul>

### 3.2 PROGRAMA DE SIMULAÇÃO POR ELEMENTOS FINITOS **ADVANTEDGE®**

Nesta dissertação é realizada a validação do software *AdvantEdge5.5®* como forma de garantir a fiabilidade nos resultados de saída do software para testes de maquinagem de titânio e suas ligas realizados por vários autores. Os testes são replicados com a definição dos parâmetros de entrada e os seus resultados comparados com os obtidos nos testes práticos.

O *AdvantEdge5.5®* é um software desenvolvido pela *Third Wave Systems®*, é constituído por um pacote explícito/dinâmico de modelação por elementos finitos, especializado em processos de corte em metal para previsão do comportamento termo mecânico. Detém as características necessárias para modelar o processo de corte, através de capacidades adaptativas de renovação da malha para resolução de múltiplas escalas de comprimento. São exemplo a redução do tamanho do elemento finito na aresta de corte da ferramenta, na zona de corte primária e secundária e na apara, Figura 3.2.





**Figura 3.2:** Processo de adaptação e redefinição da malha no software *AdvantEdge*<sup>®</sup>.

Para modelar o comportamento termo plástico dos materiais da peça, o software utiliza uma equação constitutiva, a lei Johnson-Cook, que pode ser representada pela equação 3.1:

$$\sigma_{eq} = (A + B\varepsilon^n) \left( 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \left( 1 - \left( \frac{T - T_{amb}}{T_f - T_{amb}} \right)^m \right) \quad (3.1)$$

Sendo **A** a tensão de cedência (MPa), **B**  o módulo de elasticidade (MPa), **C** a sensibilidade à taxa de deformação, **n** o coeficiente de endurecimento, **m** o coeficiente de amaciamento térmico. Adicionalmente  $\varepsilon$  representa a deformação plástica,  $\dot{\varepsilon}$  a taxa de deformação plástica, **T** a temperatura do material da peça, **T<sub>f</sub>** a temperatura de fusão do material da peça e **T<sub>amb</sub>** a temperatura ambiente.

Diversos autores efectuaram trabalho de simulação numérica e validação com anteriores versões do software *AdvantEdge*<sup>®</sup>, para as ligas de titânio. Li & Shih (2005) levaram a cabo testes de torneamento para o titânio CP de classe 2, com uma ferramenta de WC-Co não revestida, para dois avanços de 0,254 e 0,381mm/rev, uma largura de corte de 0,254 a 1,02mm e com uma gama de velocidades de corte entre 24,4 e 195m/min. Posteriormente procederam  validação experimental através do software FEM *AdvantEdge*<sup>®</sup>4.5, onde reproduziram os testes em ambiente 3D.

Verificaram que a discrepância entre os valores experimentais e os obtidos pela simulação numérica agrava-se com o aumento do avanço e com a diminuição da velocidade de corte. No entanto, concluem que o software apresenta uma concordância razoável com os resultados experimentais para forças de corte, tipo e espessura de apara, assim como a direcção de escoamento e a periodicidade da apara, sobretudo para baixas larguras de corte.

Liu (2006) recorreu ao software FEM *AdvantEdge*4.7<sup>®</sup> como meio de previsão do processo de formação da apara para o torneamento ortogonal da liga Ti6Al4V,

fazendo posterior validação com resultados experimentais obtidos por Barry et al. (2001) que descreveram uma evidente transição da apara serrilhada aperiódica para periódica com o aumento da velocidade de corte e do avanço.

Do estudo feito por Liu (2006) com recurso ao software FEM, o autor afirmou a ausência de dentado serrilhado para baixos valores de velocidade de corte e de avanço, surgindo apenas para valores superiores onde se verificou o aparecimento de dentado serrilhado periódico, estado assim de acordo com os registos experimentais de Barry et al. (2001). O autor verificou também similaridades na distância entre as segmentações da apara com os valores experimentais.

Nas seguintes secções é descrito o procedimento necessário para a introdução dos dados de entrada no software. Trata-se de um passo importante para a obtenção da melhor precisão possível na previsão das respostas termo mecânicas das ligas de titânio no processo maquinagem. De referir que os parâmetros de entrada do *AdvantEdge*® são aqui assinalados com parênteses rectos, por exemplo o ângulo de ataque ( $\gamma$ ) é descrito no software por [a].

### 3.2.1 CRIAÇÃO DE UM PROJECTO

Como já referido anteriormente nesta dissertação, o trabalho aqui descrito focou-se na simulação numérica de testes de torneamento ortogonal e tridimensional, e posterior validação com base em dados experimentais retirados da literatura.

Na criação de um novo projecto, define-se o ambiente de modelação 2D ou 3D e o tipo de processo a simular. Para modelação 2D estão disponíveis processos como torneamento ortogonal (com opção de micro torneamento), fresagem concordante e discordante entre outros. A modelação 3D dispõe de torneamento exterior e interior, fresagem, furação, sangramento e roscagem. Após a selecção do tipo de processo fica à disposição do utilizador o menu para a introdução dos dados de entrada, nomeadamente da definição da peça, da ferramenta, do processo e da simulação.

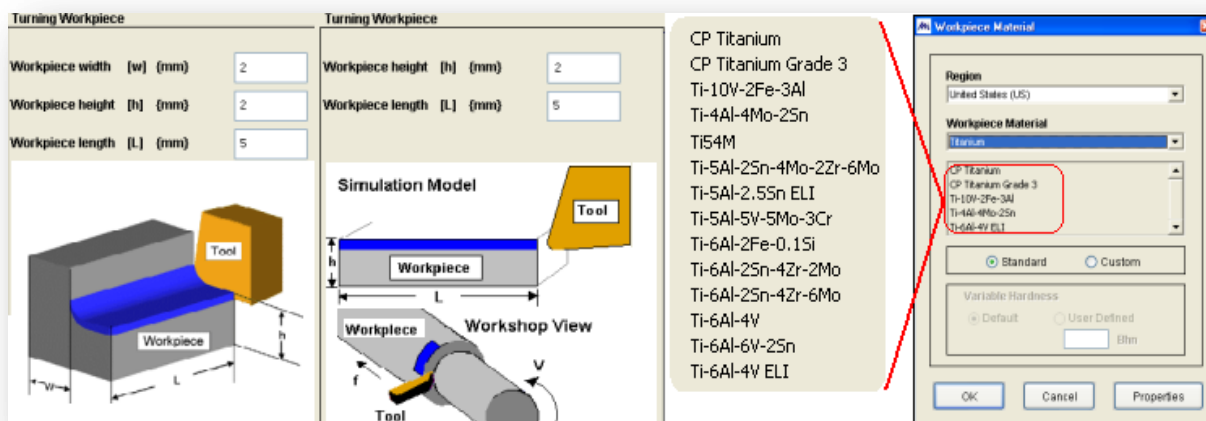
### 3.2.2 DEFINIÇÃO DA PEÇA

É possível definir a geometria da peça de duas formas, a primeira e bastante mais personalizada consiste em importar um ficheiro CAD, e a segunda consiste na definição da geometria de um rectângulo (caso 2D) ou de um paralelepípedo (caso 3D) de altura [ $h$ ], comprimento [ $L$ ], e largura da peça [ $w$ ] (particular para a modelação 3D). De entre estes parâmetros há que referir alguns cuidados a ter, como por exemplo o valor a atribuir ao comprimento [ $L$ ] deve ser suficiente para que

seja verificada estabilidade nas condições térmicas e mecânicas do corte nesse intervalo.

A atribuição de um material  peça também se pode fazer de duas formas, a primeira consiste na definição exaustiva das propriedades com a possibilidade de recorrer a alguns modelos constitutivos disponíveis no *AdvantEdge*<sup>®</sup>, que permite obter resultados com maior detalhe. A segunda forma consiste em seleccionar o material da peça da biblioteca de materiais. Neste trabalho não houve a necessidade de personalizar geometrias da peça. Relativamente à escolha do material, optou-se pela selecção dos materiais já predefinidos do programa visto que o *AdvantEdge*<sup>®</sup> possui uma vasta diversidade de materiais da família do titânio.

Na Figura 3.3 está mostrada a janela de selecção do material da peça a testar com a lista completa das ligas de titânio disponíveis.



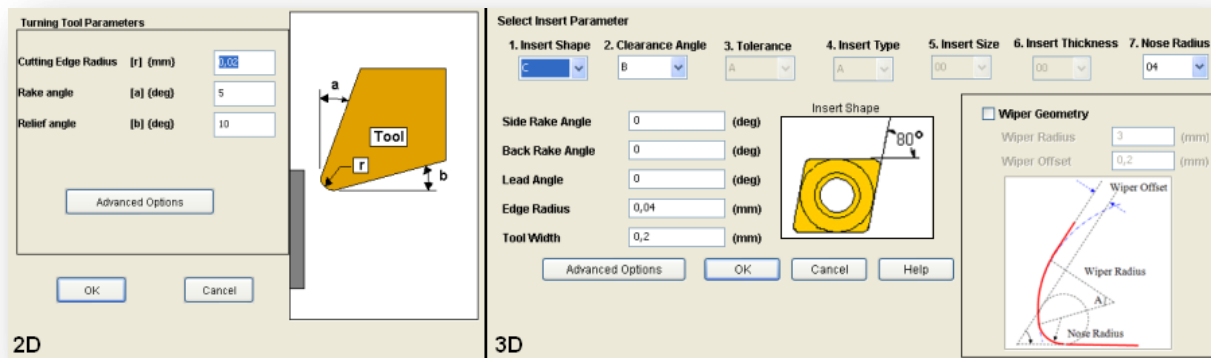
**Figura 3.3:** Janelas de definição da geometria e material da peça para casos 3D e 2D (software *AdvantEdge*<sup>®</sup>).

### 3.2.3 DEFINIÇÃO DA FERRAMENTA DE CORTE

A geometria da ferramenta de corte pode ser importada através de modelos CAD, ou então a partir de alguns parâmetros a colocar no software dependendo se a modelação  em 2D ou 3D. Para o torneamento ortogonal, os dados a colocar são o raio do gume de corte [ $r$ ], o ângulo de ataque [ $\alpha$ ], e o ângulo de saída [ $\beta$ ]. Nas opções avançadas  possível definir adicionalmente os comprimentos de ataque e de saída, tal como a definição do grau de refinamento dos elementos da malha da ferramenta.

No torneamento tridimensional, a geometria é definida pela selecção da forma do incerto [*Incert Shape*], do ângulo de saída [*Clearance Angle*], do raio de ponta [*Nose Radius*], do ângulo de ataque ortogonal [*Side Rake Angle*], do ângulo de inclinação da aresta [*Back Rake Angle*], do ângulo de posição da aresta [*Lead*]

*Angle*], do raio de gume [*Edge Radius*] e da espessura da ferramenta [*Tool Width*]. Esta informação pode ser retirada da chave de código das pastilhas ISO fornecida pelo fabricante, tal como o respectivo posicionamento usado no processo de corte. Nas opções avançadas, tal como na simulação em 2D, é possível configurar o refinamento da malha. Na Figura 3.4 apresentam-se as janelas de definição da geometria da ferramenta tanto para os casos 2D e 3D.



**Figura 3.4:** Janelas de definição da geometria da ferramenta de corte para os casos 2D e 3D (software *AdvantEdge*®).

No anexo A, estão apresentadas e ilustradas as nomenclaturas usadas pelo software *AdvantEdge*®, para a definição da geometria e posicionamento da ferramenta de corte.

O *AdvantEdge*®, estabelece duas formas para definir o material da ferramenta de corte, sendo que a primeira consiste na personalização integral das suas propriedades termo mecânicas, e a segunda em recorrer à biblioteca de materiais pré definidos para ferramentas de corte. Pelos mesmos motivos descritos anteriormente para a definição do material da peça, optou-se pelo uso dos materiais disponíveis na base de dados do software, Figura 3.5.

Carbide	Ceramics	Ultrahard Materials	High Speed Steels
Carbide-General	Ceramic-General	Cubic-Boron-Nitride	HSS-General
Carbide-Grade-K	Alumina	Diamond	HSS-M
Carbide-Grade-M	ZTA	Cobalt-Base Alloys	HSS-T
Carbide-Grade-P	Alumina70-TiC30	Cobalt-Alloy-General	HSS-M2
Carbide-Grade-H10F	Silicon-Nitride	Tantung-G	HSS/Co-M35
Carbide-Grade-H20N	SIALON	Stellite	HSS/Co.PM-ASP2023
			HSS/Co.PM-ASP2030
			HSS/Co.PM-ASP2052
			HSS/Co.PM-ASP2060

**Figura 3.5:** Materiais disponíveis para as ferramentas de corte do *AdvantEdge*®.

Adicionalmente o software permite estabelecer camadas de revestimento para as ferramentas de corte, entre as quais estão disponíveis os, TiN, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, TiC e o

TiAlN. O *AdvantEdge*<sup>®</sup> também permite a definição manual das propriedades termo mecânicas dos materiais de revestimento.

Para simulações em 2D também   possível acrescentar o modelo de desgaste da ferramenta de corte, o *AdvantEdge*<sup>®</sup> dispõe apenas de dois modelos pré estabelecidos que não se enquadram nos testes de maquinagem do titânio. Desta forma foi necessário recorrer a um modelo de desgaste, no intuito de determinar as constantes  $[\alpha]$  e  $[K]$  exigidas pelo software. Na equação 3.2 está representado o modelo de desgaste usado para determinar as duas constantes:

$$\dot{\omega} = K \cdot e^{\left(-\frac{\alpha}{T+273,15}\right)} \cdot V \quad (3.2)$$

Sendo a taxa de desgaste definida por  $\dot{\omega}$  (mm/seg),  $T$  ( C) representa a temperatura máxima registada na ferramenta de corte,  $V$  (m/min) representa a velocidade de corte,  $K$  e  $\alpha$  são as constantes a determinar do modelo a partir de um processo iterativo que tem em conta os dados obtidos experimentalmente ou por simulação numérica.

Neste trabalho recorreu-se aos dados experimentais recolhidos na literatura nomeadamente o desgaste, o tempo total de maquinagem e velocidade de corte, e o valor experimental da temperatura de corte, que quando não disponível foi estimado através de uma simulação numérica e pelo modelo teórico de temperatura de Boothroyd (procedimento presente no anexo C). Desta forma com a atribuição inicial de valores para  $[K]$  e  $[\alpha]$ , e através de iteração numérica, optimizaram-se as constantes do modelo de forma a minimizar diferença entre o valor experimental e o calculado. Na Tabela 3.2 são mostradas as constantes obtidas no fim deste processo.

**Tabela 3.2:** Constantes obtidas para o modelo de desgaste.

Autores	Material	$[K]$	$[\alpha]$
Arrazola et al. (2009); Armendia et al. (2010)	Ti6Al4V	0,0004	8292,5
Arrazola et al. (2009)	Ti555.3	0,001	8235
Armendia et al. (2010)	Ti54M	0,0004	7289,6

Por fim, é estabelecido o valor de incremento máximo de tempo [*Wear Time Increment*] e de desgaste [*Max. Wear Increment*] por cada passagem, tal como o do tempo total de desgaste [*Total Wear Time*]. Na Figura 3.6 estão mostradas as janelas para a definição do modelo de desgaste da ferramenta.

No *AdvantEdge*<sup>®</sup>, uma simulação que contempla um modelo de desgaste da ferramenta, decorre nos seguintes passos:

- 1- Inicia-se um primeiro corte com a ferramenta nova para um dado comprimento, que permite atingir um regime de estabilidade das forças e temperatura de corte na interface aparta/ferramenta.
- 2- Após o fim do corte o software aplica o modelo de desgaste estimando o desgaste e o seu tempo associado. Redefine assim a malha constituinte da ferramenta já desgastada e inicia um novo corte.
- 3- O anterior passo é repetido pelo *AdvantEdge*<sup>®</sup>, até perfazer o valor de tempo total de desgaste estabelecido.

**Figura 3.6:** Janela de definição dos parâmetros e constantes do modelo de desgaste.

### 3.2.4 DEFINIÇÃO DOS PARÂMETROS E CONDIÇÕES DE CORTE

A introdução dos dados relativos aos parâmetros de corte é semelhante, tanto para ambiente 2D como 3D. É necessário definir o avanço [ $f$ ], a profundidade de corte [ $doc$ ], o comprimento de corte [ $loc$ ], a velocidade de corte [ $V$ ] e a temperatura inicial da peça [ $T_0$ ]. Na Figura 3.7 está apresentada a janela de introdução dos dados relativos aos parâmetros de corte.

Parâmetros de corte				Modelo de simulação	
Feed	[ $f$ ]	(mm/rev)	0,15	<div> <p>2D</p> </div>	<div> <p>3D</p> </div>
Depth of cut	[ $doc$ ]	(mm)	1		
Length of cut	[ $loc$ ]	(mm)	5		
Cutting speed	[ $V$ ]	(m/min)	125		
Initial temperature	[ $T_0$ ]	(degC)	20		

**Figura 3.7:** Janela de introdução dos dados relativos aos parâmetros de corte.



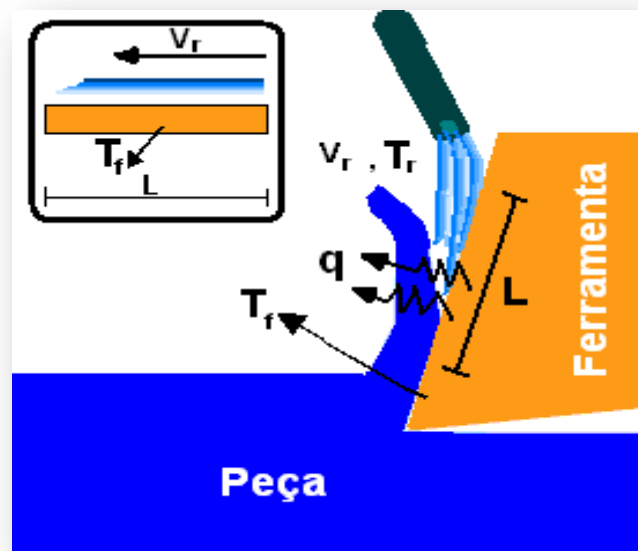
Outro parâmetro de grande importância, como já referido no início deste capítulo, é o coeficiente de atrito. Para obter um valor de entrada para o software FEM, recorreu-se ao modelo de Coulomb expresso na seguinte equação:

$$u = \frac{F_f + F_c \cdot \tan \gamma}{F_c - F_f \cdot \tan \gamma} \quad (3.3)$$

Onde  $F_f$  representa a força de avanço,  $F_c$  a força de corte, e  $\gamma$  o ângulo de ataque. Estes valores são obtidos a partir dos dados experimentais existentes na literatura, por vezes alguns autores apresentam inclusive uma estimativa para o coeficiente de atrito ( $u$ ). De qualquer forma, a definição do valor de  $u$  a adoptar no software FEM necessita de uma validação prévia antes de se dar início a uma série de simulações.

Por fim resta descrever a opção de refrigeração do corte que está disponível tanto para simulação 2D como para 3D. Os dados de entrada são respectivamente o coeficiente de convecção [ $h$ ], e a temperatura do fluido de corte. Também   possível definir com algum detalhe o modo de acção do fluido, a partir de opções tais como por imersão ou localização da acção do fluido.

De todos estes parâmetros, o coeficiente de transferência convectivo [ $h$ ] exige o estabelecimento de cálculos analíticos adicionais tal como a definição de algumas condições para o fen meno de transferência de calor da interface apara ferramenta para o fluido de corte. Para o efeito estabeleceu-se uma aproximação do fen meno de geração de calor através do modelo teórico da convecção forçada, ilustrado na Figura 3.8. O procedimento analítico está exposto abaixo.



**Figura 3.8:** Fen meno de convecção forçada no corte refrigerado.

O processo de cálculo analítico inicia-se com a recolha de dados experimentais relevantes, como os valores do diâmetro do bocal e do caudal com o fim de estimar a velocidade ( $v_r$ ) do fluido sobre a superfície quente da zona de corte. De seguida determina-se a viscosidade cinemática do fluido ( $\nu_p$ ) para a pressão de escoamento, partindo de valores de viscosidade cinemática tabelados para a pressão atmosférica ( $\nu_a$ ), e determina-se o valor da densidade do fluido refrigerante ( $\rho$ ). Por fim estima-se um comprimento característico ( $L$ ) onde a acção da refrigeração ocorre. Este é determinado através da diferença entre o valor do raio de acção do refrigerante e do valor do comprimento de contacto, obtido através de uma simulação prévia.

Desta forma calcula-se o número de Reynolds pela seguinte expressão:

$$Re = \frac{\rho v_r L}{\nu_p} \quad (3.4)$$

Com o número de Reynolds, calcula-se o número de Nusselt a partir da expressão 3.5:

$$Nu = \frac{0,037 \cdot Re^{4/5} \cdot Pr}{1 + 2,443 \cdot Re^{-1/10} \cdot (Pr^{2/3} - 1)} \quad (3.5)$$

Onde  $Pr$  é o número de Prandtl obtido através de tabelas. Com o coeficiente de condutividade do fluido de corte,  $K$  determina-se através da expressão 3.6 o coeficiente de convecção  $h$ :

$$h = \frac{Nu \cdot K}{L} \quad (3.6)$$

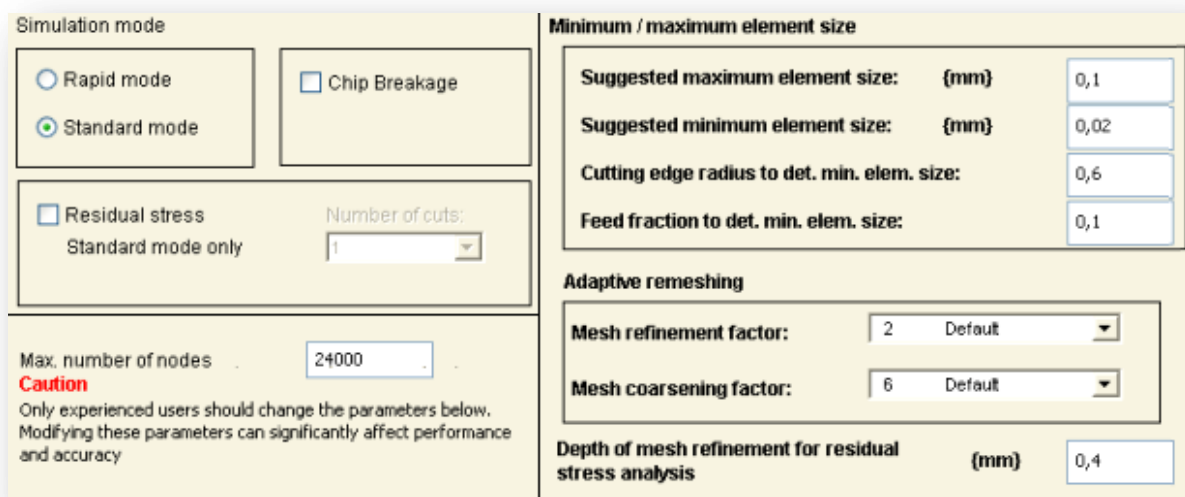
### 3.2.5 DEFINIÇÃO DOS PARÂMETROS DE SIMULAÇÃO

Antes de se submeter os dados ao processamento é necessário ainda definir os parâmetros relativos à simulação, Figura 3.9.

O *AdvantEdge*® dispõe de dois modos de simulação. O primeiro é um modo rápido, [*Rapid mode*], que embora não garanta alta precisão dos resultados, permite executar testes preliminares para eventuais ajustes dos dados de entrada. O segundo modo, [*standard mode*], exige um tempo de processamento superior garantindo maior precisão dos resultados, dispõe de opções avançadas como a análise às tensões residuais onde o software estabelece um patamar mínimo do número de elementos intervenientes, resultado do reforço do refinamento na superfície da peça. Com a opção do teste das tensões residuais activa é disponibilizada a opção de refinamento da malha em profundidade.

É possível definir adicionalmente o número de nós intervenientes na simulação por elementos finitos, assim como parâmetros de refinamento da malha, o factor de refinamento da malha adaptativa assim como a inclusão de um quebra aparas.

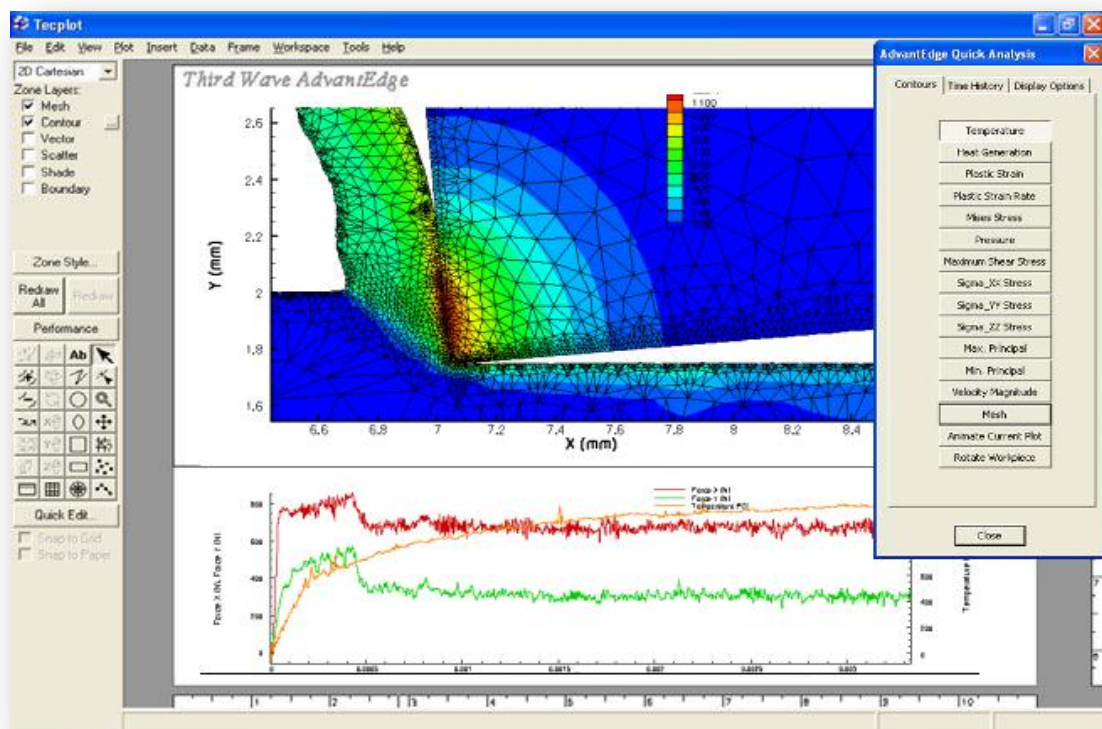




**Figura 3.9:** Excerto da janela de definição dos parâmetros de simulação (software *AdvantEdge*<sup>®</sup>).

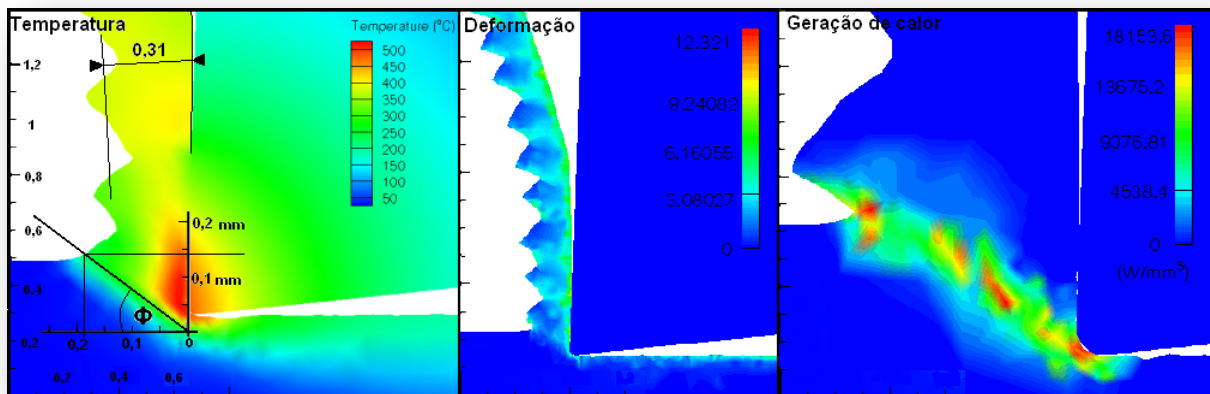
### 3.3 RECOLHA DOS RESULTADOS E VALIDAÇÃO

A exposição dos resultados é feita pelo software *Tecplot*<sup>®</sup>, que funciona paralelamente com o *AdvantEdge*<sup>®</sup>. O seu ambiente de trabalho está exposto na Figura 3.10.



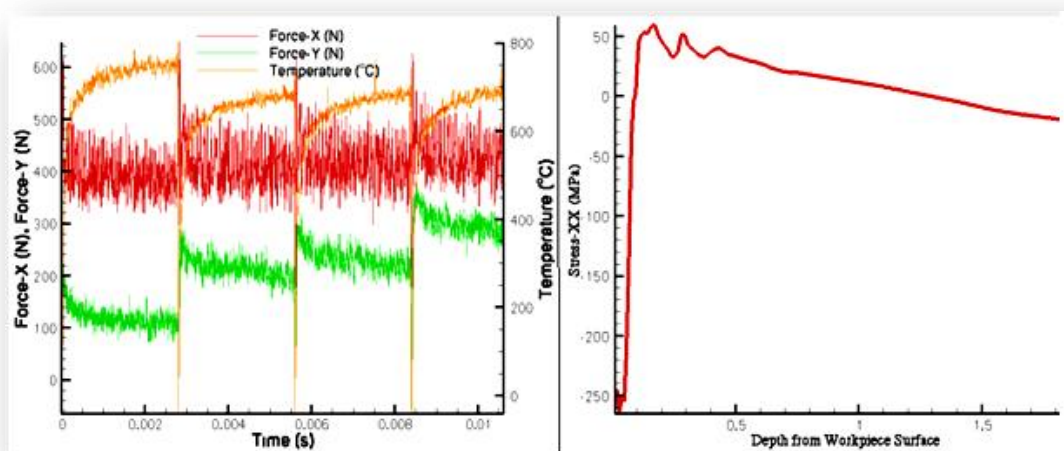
**Figura 3.10:** Ambiente de trabalho do *Tecplot*<sup>®</sup>.

Os resultados apresentam-se através de frames sucessivas do desenvolvimento dos parâmetros de saída com o comprimento de material cortado. É o exemplo da distribuição da temperatura, da deformação, das tensões entre outros dados possíveis de visualizar. A partir daqui, outras informações são passíveis de ser retiradas, como o ângulo de corte, a forma da apara, o desgaste da ferramenta de corte (quando activada e definida essa opção). A título de exemplo, expõem-se na Figura 3.11 resultados extraídos do *Tecplot*® para a distribuição da temperatura, deformação e geração de calor. Também está exemplificada a obtenção do ângulo de corte ( $\Phi$ ) e da espessura da apara ( $e$ ).



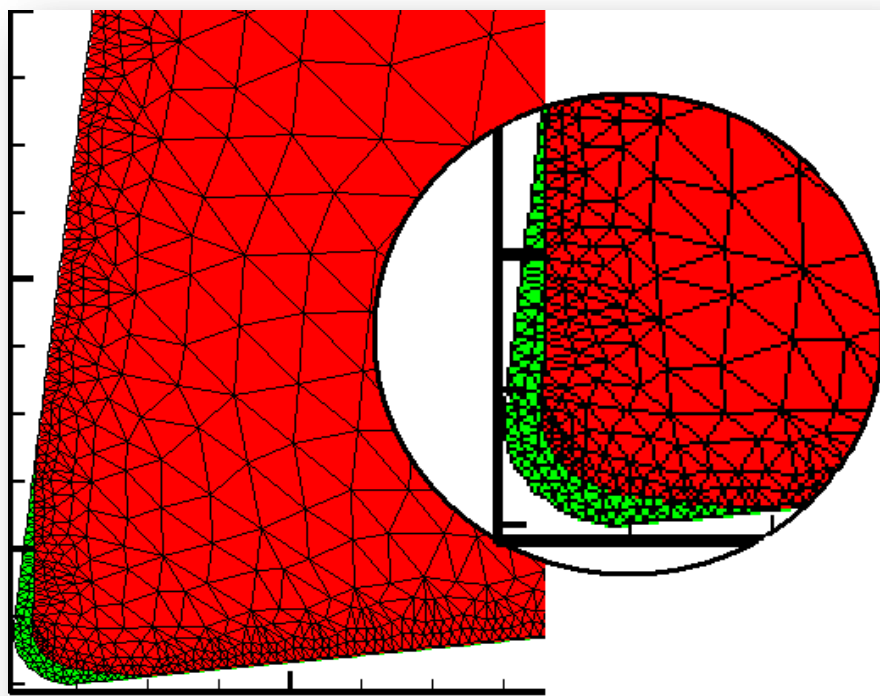
**Figura 3.11:** Exemplo de previsões possíveis de extrair do *Tecplot*®.

A apresentação gráfica permite visualizar a informação de saída, é o exemplo da temperatura máxima da ferramenta de corte, da força de corte, da força de avanço, da potência de corte, das tensões residuais entre outros. Na Figura 3.12 são mostrados os gráficos extraídos do *Tecplot*®, com informação relativa as forças de corte e de avanço, temperatura de corte, e tensões residuais em função da profundidade da peça maquinada.



**Figura 3.12:** Exemplo dos gráficos de saída do *Tecplot*®.

Outra particularidade é a possibilidade de observar o fen meno de desgaste na ferramenta ao longo do tempo. Na Figura 3.13 está um exemplo do contraste de duas imagens correspondentes a uma ferramenta antes e depois do corte.



**Figura 3.13:** Contraste de duas imagens obtidas no *AdvantEdge*<sup>®</sup> de uma ferramenta antes e depois de um teste de desgaste.

A validação dos resultados do software *AdvantEdge*<sup>®</sup>5.5, levada a cabo nesta dissertação engloba os seguintes dados de saída passíveis de ser comparados com os dados experimentais recolhidos na literatura. São eles, as forças e potências de maquina m, a temperatura de corte, a morfologia da apara e as tensões residuais. De referir também que pontualmente recorreram-se a modelos teóricos como forma de complementar os dados extraídos, estando explicitados no anexo C.

Estabeleceram-se alguns critérios relativos à recolha dos dados do software, tais como descartar simulações não concluídas, motivadas por falhas no processamento, ou resultados onde os valores de temperatura e forças não apresentem estabilidade. O não cumprimento destes requisitos, incluindo a obtenção de grandes desvios dos resultados em relação aos experimentais leva ao reajuste de alguns parâmetros de entrada do software como por exemplo, o coeficiente de atrito, o comprimento de corte, o número ou o tamanho dos elementos finitos.



## 4 RESULTADOS OBTIDOS E SUA DISCUSSÃO

Neste capítulo apresentam-se os resultados das simulações numéricas FEM com validação experimental recorrendo à literatura, da maquinagem do titânio em diversas vertentes do corte ortogonal, corte lubrificado, tensões residuais na peça e do corte tridimensional. Para complementar a informação apresentada neste capítulo, no final são mostrados outros testes de simulação numérica levados a cabo neste trabalho.

A Tabela 4.1, mostra um resumo da literatura usada na validação do presente trabalho, tendo em conta os autores, o material maquinado, o ambiente de simulação e os dados recolhidos. Adicionalmente, no anexo D, encontram-se informações da composição química e propriedades físicas e mecânicas dos materiais utilizados nas simulações numéricas.

**Tabela 4.1:** Literatura consultada.

<b>Autor</b>	<b>Material</b>	<b>Simulação</b>	<b>Dados</b>
Barry et al. (2001)	Ti6Al4V	2D	Fc; Gr; FA
Arrazola et al. (2009)	Ti6Al4V; Ti555.3	2D	Fc; Fa; FA
Armendia et al. (2010)	Ti6Al4V; Ti54M	2D	Fc; Fa; FA
Cotterell & Byrne, (2007)	Ti6Al4V	2D	Fc; fr
Varma et al. (2004)	Ti6Al4V	2D	T
Hong & Ding (2001)	Ti6Al4V	2D	T
Hughes et al. (2005)	Ti6Al4V	2D	TR
Li & Shih (2005)	Ti (grade 2)	3D	Fx; Fy; Fz; FA
Kitagawa et al. (1996)	Ti6Al6V2Sn	3D	T

**Legenda:**

**Fc** – Força de corte;

**Fa** – Força de avanço;

**Gr** – Grau de recalque;

**fr** – Frequência da formação da apara;

**T** – Temperatura;

**TR** – Tensões residuais;

**Fx** – Força tangencial;

**Fy** – Força radial;

**Fz** – Força axial;

**FA** – Forma da apara.

## 4.1 CORTE ORTOGONAL

### 4.1.1 FORÇAS DE CORTE, FORMA DA APARA, GRAU DE RECALQUE

Barry et al. (2001) estudaram o mecanismo de formação da apara serrilhada no torneamento ortogonal da liga Ti6Al4V, usando ferramentas em carbonetos sinterizados P10/20.

As simulações numéricas efectuadas no âmbito do presente trabalho, tiveram em conta as forças de corte, a forma da apara e o grau de recalque, registados pelos autores. Na Tabela 4.2 são referidos os parâmetros experimentais usados por Barry et al. (2001) bem como os dados introduzidos no software FEM.

**Tabela 4.2:** Parâmetros de entrada do software FEM e dados experimentais.

Parâmetros		FEM	Barry et al. (2001)
Peça	Comprimento [L]	5mm	-
	Altura [h]	3mm	-
	Material	Ti6Al4V	Ti6Al4V
Ferramenta	Ângulo de ataque [a]	-6°	-6°
	Comprimento da face de ataque [q]	2mm	-
	Ângulo de saída [b]	12°	12°
	Comprimento da face de saída [p]	2mm	-
	Raio de gume [r]	10 µm	5 a 10 µm
	Material	Carb P	Carb P10/20
Processo	Largura de corte [doc]	1,1mm	1,1mm
	Comprimento de corte [loc]	4,1mm	-
	Avanço [f]	0,06; 0,08; 0,1 mm/rev	0,06; 0,08; 0,1 mm/rev
	Velocidade de corte [V]	15; 30; 60; 120; 180 m/min	15; 30; 60; 120; 180 m/min
	Coeficiente de atrito	0,6 a 0,8	-
	Fluido de corte	seco	seco
Simulação	Número máximo de nós	24000	-
	Máximo tamanho do elemento	0,1mm	-
	Mínimo tamanho do elemento	0,02mm	-
	Análise de tensões residuais	Desactivo	-

Com base nos dados experimentais da força de corte obtidas por Barry et al. (2001), aplicou-se o modelo de Coulomb (anexo C), e obtiveram-se valores para o coeficiente de atrito próximos de 0,9 para os testes de avanço de 0,06 mm/rev. Para os restantes testes (avanço de 0,08 a 0,1mm/rev) este valor decresceu, para valores próximos de 0,7. Foram ajustados valores de entrada no software do coeficiente de atrito na gama de valores entre 0,6 e 0,8.

Na Tabela 4.3 estão apresentados os valores das forças de corte obtidos por Barry et al. (2001) e pela simulação numérica, bem como, os respectivos erros relativos.

Os resultados da simulação numérica revelaram valores de força de corte em geral inferiores aos experimentais apresentando um erro relativo abaixo dos 22,7%.

Barry et al. (2001) registaram a ocorrência de uma queda dos valores da força de corte que antecipa a mudança da forma da apara de serrilhado aperiódico para periódico. Afirmaram que para baixos avanços essa ocorrência verificou-se para valores de velocidade de corte elevados, que gradualmente diminuem com o aumento dos avanços utilizados.

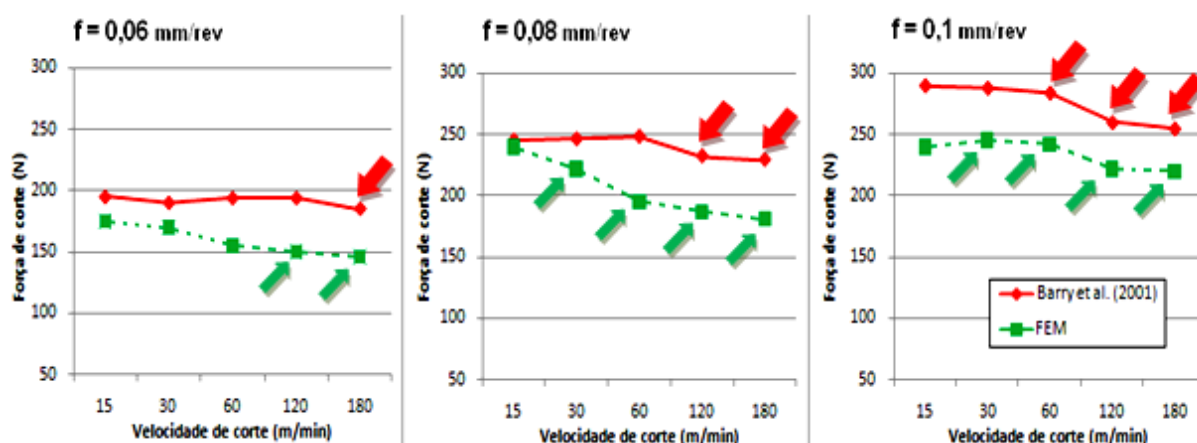
Os autores concluíram que a formação de apara serrilhada periódica ocorre quando estabelecidos valores elevados de velocidade de corte e de avanço.

**Tabela 4.3:** Valores de força de corte obtidos por Barry et al. (2001), e os obtidos pela simulação numérica acompanhados pelo erro relativo.

		Velocidade de corte (m/min)				
		15	30	60	120	180
0,06 mm/rev	Barry et al. (2001)	195	190	194	195	195
	FEM	175	170	155	150	146
	Erro relativo (%)	10,3	10,5	20,1	22,7	21,1
0,08 mm/rev	Barry et al. (2001)	245	246	248	232	229
	FEM	240	222	195	187	181
	Erro relativo (%)	2	9,7	21,4	19,4	20,9
0,1 mm/rev	Barry et al. (2001)	290	288	284	260	255
	FEM	240	245	242	222	220
	Erro relativo (%)	17,2	14,9	14,8	14,6	13,7

Na Figura 4.1 esta apresentada a análise da força de corte em função da velocidade de corte. Estão indicadas por meio de setas as condições de corte onde foi produzida apara serrilhada periódica.

Para os testes de Barry et al. (2001), verifica-se que a transição da geometria da apara serrilhada aperiódica para periódica ocorre para valores de velocidade de corte cada vez menores   medida que se aumenta o avanço. Verifica-se também que a magnitude das forças de corte aumenta com o aumento do valor do avanço utilizado.



**Figura 4.1:** Valores experimentais de Barry et al. (2001) e valores simulados das forças de corte em função da velocidade de corte, para diferentes avanços.

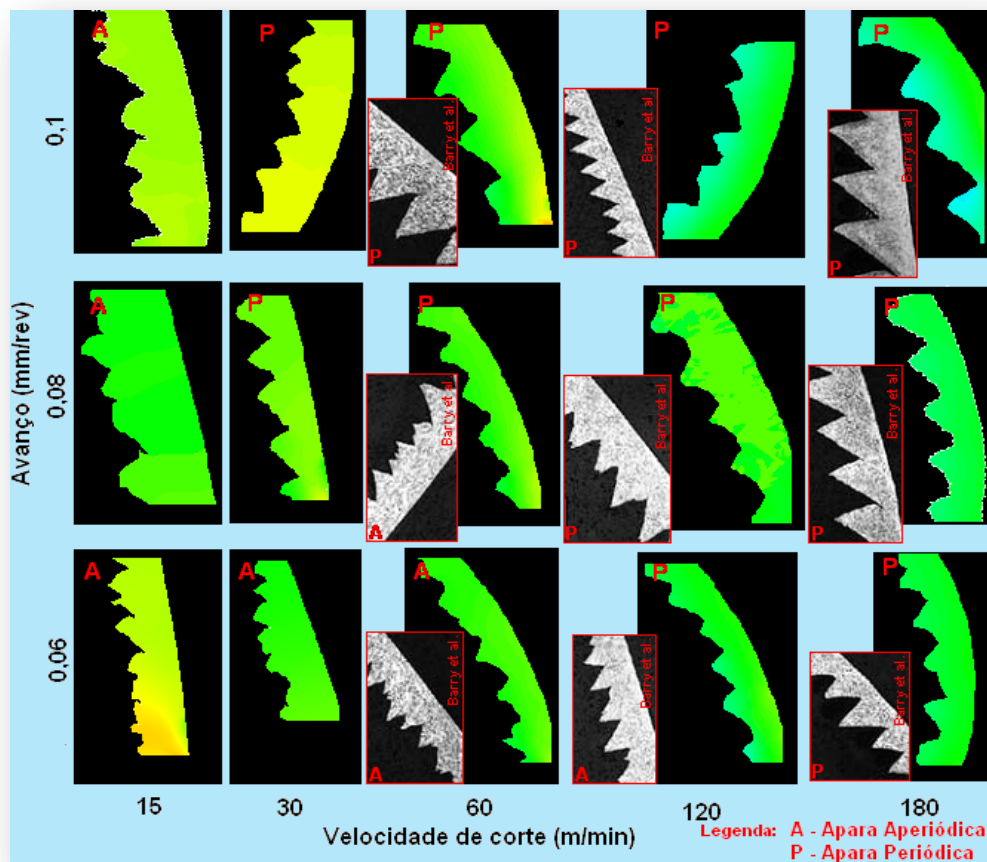


As forças de corte resultantes da simulação numérica revelam um comportamento semelhante às da validação para os testes com avanço de 0,1mm/rev. Para ambos os casos, é verificada a diminuição acentuada desses valores para velocidades de corte de 60m/min.

Para avanços de 0,08mm/rev, as simulações numéricas, apresentam uma constante diminuição dos valores da força de corte com o aumento da velocidade de corte. Contrariamente, as forças de corte registadas experimentalmente para esse avanço mantiveram-se constantes até uma velocidade de corte de 60m/min onde ocorreu uma diminuição acentuada desses valores.

As simulações numéricas para avanços de 0,06mm/rev previram uma tendência de diminuição menos acentuada das forças de corte com o aumento das velocidades de corte. As forças de corte registadas por Barry et al. (2001) para o mesmo avanço, apresentam pouca variação com o aumento das velocidades de corte até aos 120m/min onde ocorre uma diminuição acentuada desse valor.

A comparação entre as aparas obtidas experimentalmente com as da simulação, na Figura 4.2, revela que em ambos os casos existe efectivamente uma dependência da periodicidade com o aumento da velocidade de corte e do avanço.



**Figura 4.2:** Comparação entre a forma das aparas obtidas na simulação com as obtidas experimentalmente por Barry et al. (2001).



As simulações numéricas revelam o aparecimento prévio da apara serrilhada perdica (indicadas na Figura 4.2, assim como no gráfico da Figura 4.1). Registou-se assim a formação de apara serrilhada perdica para uma velocidade de corte de 30m/min nos testes com avanço de 0,1 e 0,08mm/rev. Para o teste de avanço de 0,06mm/rev este fenmeno ocorreu para uma velocidade de corte de 120m/min.

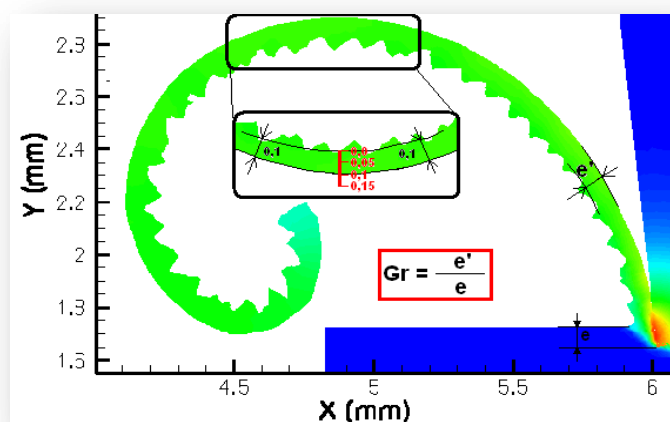
De referir que o teste similar levado a cabo por Liu (2006), com uma anterior versão do software AdvantEdge<sup>®</sup> aqui utilizado, não foi verificada a formação de apara serrilhada para as baixas velocidades de corte, surgindo apenas para as altas velocidades de corte apara serrilhada perdica.

No que respeita ao grau de recalque da apara, os valores experimentais registados por Barry et al. (2001) assim como os previstos por simulação numérica podem ser observados na Tabela 4.4. Os erros relativos associados aos dados recolhidos na simulação numérica FEM, assumem valores menores que 15%.

**Tabela 4.4:** Grau de recalque observado por Barry et al. (2001), e pela simulação numérica bem como o respectivo erro relativo.

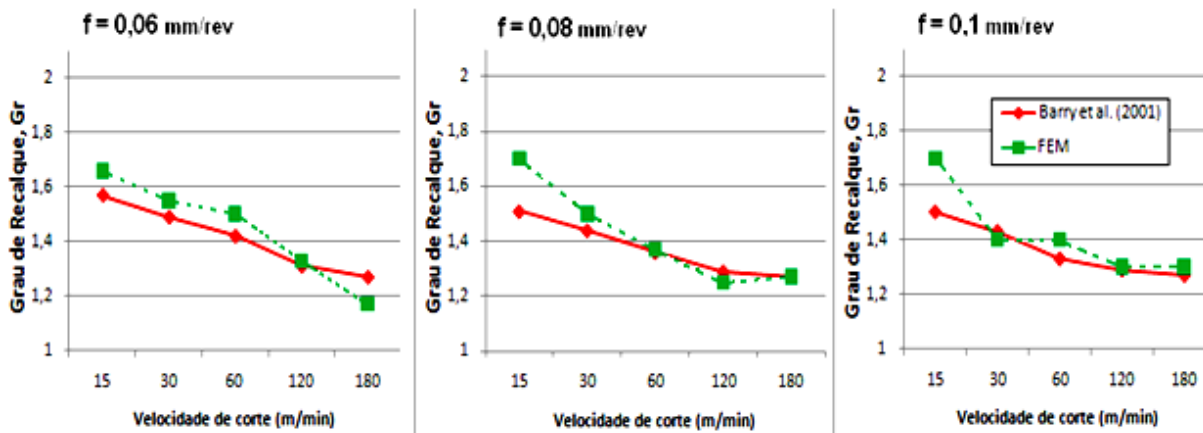
		Velocidade de corte (m/min)				
		15	30	60	120	180
0,06 mm/rev	Barry et al. (2001) (mm)	1,57	1,49	1,42	1,31	1,27
	FEM (mm)	1,66	1,55	1,5	1,33	1,17
	Erro relativo (%)	5,4	3,9	5,3	1,5	8,5
0,08 mm/rev	Barry et al. (2001) (mm)	1,51	1,44	1,36	1,29	1,27
	FEM (mm)	1,7	1,5	1,37	1,25	1,27
	Erro relativo (%)	11,2	4	0,72	3,2	0
0,1 mm/rev	Barry et al. (2001) (mm)	1,5	1,43	1,33	1,29	1,27
	FEM (mm)	1,7	1,4	1,4	1,3	1,3
	Erro relativo (%)	11,8	2,1	15	0,7	2,3

A determinação destes valores na simulação numérica, a título de exemplo, está representada na Figura 4.3, onde se mediu a espessura da apara após o corte, para o teste com avanço de 0,08mm/rev e velocidade de corte de 120m/min



**Figura 4.3:** Recolha dos valores de espessura da apara ps o corte, (f=0,08mm/rev; Vc=120m/min).

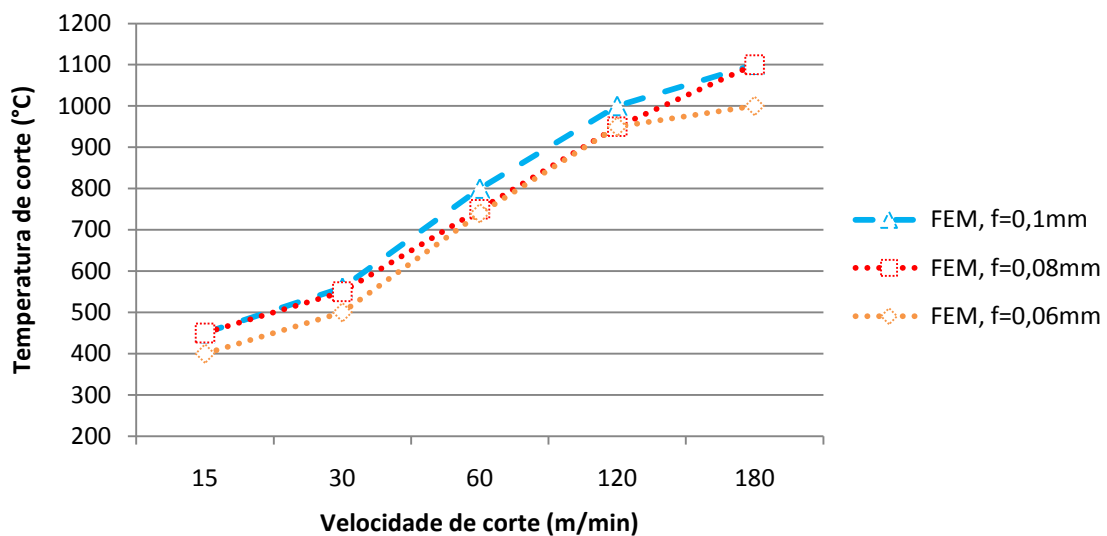
Na Figura 4.4 são apresentados estes valores do grau de recalque em função da velocidade de corte, para diferentes avanços.



**Figura 4.4:** Valores experimentais com os simulados dos graus de recalque médios em função da velocidade de corte.

Tal como para Barry et al. (2001) os valores do grau de recalque medidos no software de simulação numérica tendem a diminuir com o aumento da velocidade de corte, por outro lado não apresentam dependência significativa com o aumento do avanço. Em geral, verificou-se uma razoável aproximação dos valores do grau de recalque apresentados pelo software com os experimentais.

Foi ainda obtida da simulação numérica FEM a distribuição das temperaturas para os testes aqui referidos. Os valores máximos de temperatura registados em cada teste mostram-se na Figura 4.5, que apresentam uma nítida dependência da temperatura de corte com a velocidade de corte usada. Também se verifica um maior valor de temperatura com o aumento dos avanços.



**Figura 4.5:** Máxima temperatura de corte em função da velocidade de corte para diferentes avanços.

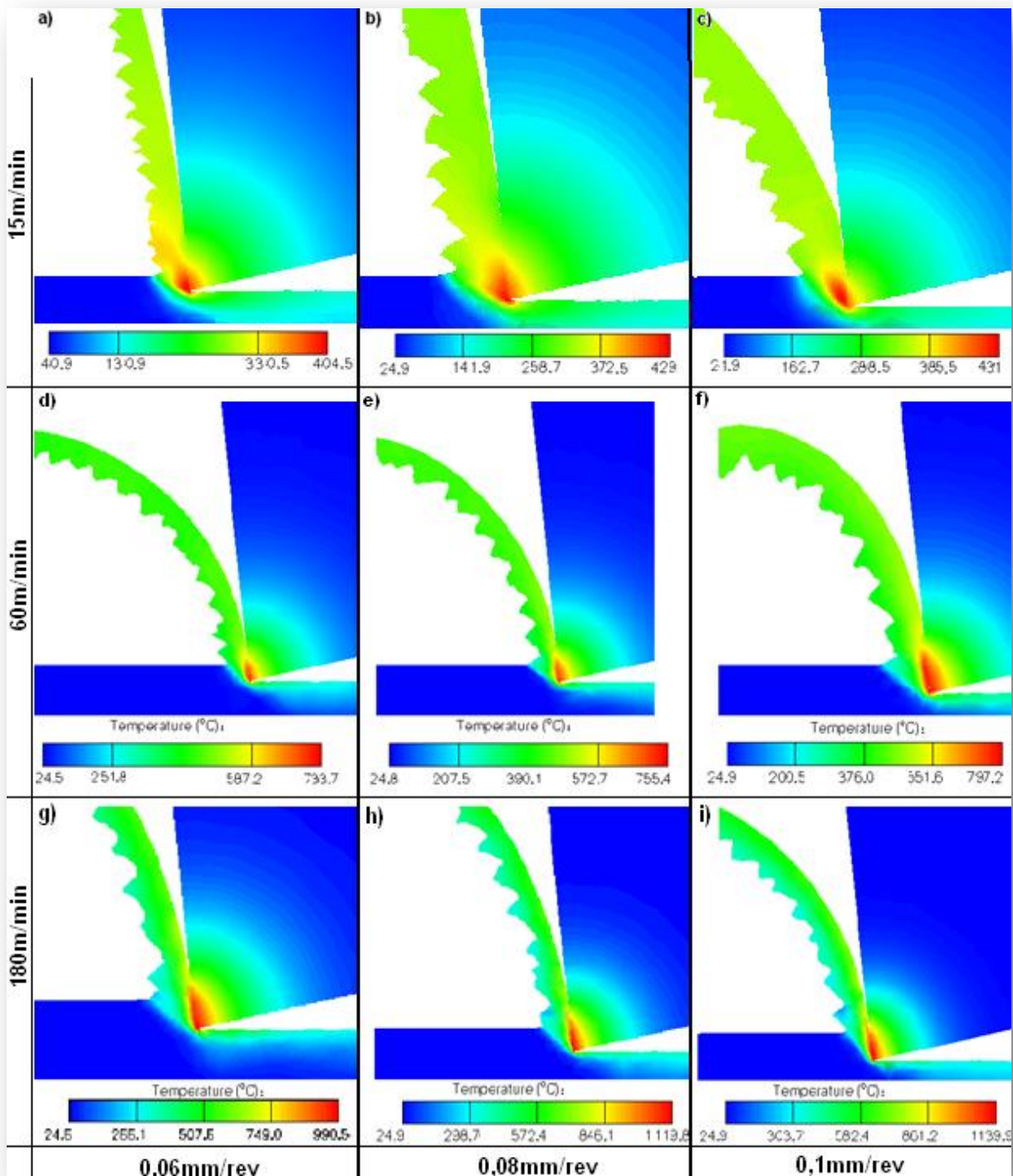
Em todas as simulações executadas, verificou-se reduzida dissipacão do calor gerado pela apara, resultando na concentração de elevadas temperaturas na face de ataque da ferramenta, fruto da baixa condutividade térmica da liga Ti6Al4V.

Na Figura 4.6 é mostrada a distribução da temperatura prevista pela simulação numérica para os testes com velocidade de corte de 15, 60 e 180m/min, para avanços de 0,06, 0,08 e 0,1mm/rev.

Para os testes com velocidade de corte de 15m/min, verificou-se que na zona de corte, as maiores temperaturas se concentram principalmente na apara com valores a rondar os 400°C. Os testes posteriores realizados com crescentes valores de velocidades de corte, mostraram não são um aumento magnitude das temperaturas como a ocorrência de um deslocamento progressivo da região de máxima temperatura da apara para a ponta ferramenta de corte. Também se verificou um aumento dessa mesma região na aresta de corte para as maiores velocidades de corte (180m/min).

O aumento do valor dos avanços também mostrou um ligeiro aumento dos valores das temperaturas de corte.

A distribução da temperatura na apara gerada, revelou-se uniforme para velocidades de corte desde os 15m/min (com valores a rondar os 250°C) até aos 60m/min (com valores a rondar os 400°C). Os testes com velocidades de corte superiores, verifica-se uma distribução não uniforme da temperatura na apara gerada, onde as menores temperaturas (a rondar os 300°C) se localizam nos dentes serrilhados, e as maiores (a rondar os 550°C) na zona que contactou directamente a ferramenta de corte.



**Figura 4.6:** Previsão da distribuição da temperatura para as simulações com velocidade de corte de 15m/min, avanços de, a) 0,06mm/rev, b) 0,08mm/rev e c) 0,1mm/rev, para velocidade de corte de 60m/min, com avanços de, d) 0,06mm/rev, e) 0,08mm/rev e f) 0,1mm/rev e para velocidades de corte de 180m/min, com avanços de, g) 0,06mm/rev, h) 0,08mm/rev e i) 0,1mm/rev.

Tendo em consideração o trabalho de simulação numérica e de validação desenvolvido, pode sintetizar-se o seguinte:

- Os resultados da simulação numérica revelaram valores de força de corte em geral inferiores aos valores experimentais recolhidos por Barry et al. (2001) apresentando um erro relativo abaixo dos 22%.
- Para as simulações numéricas executadas com avanços de 0,1mm/rev, mostram comportamentos semelhantes das forças de corte com os valores recolhidos experimentalmente. Para inferiores avanços, o comportamento das forças de corte previstas pelas simulações numéricas divergem dos experimentais apresentando uma diminuição mais acentuada dos seus valores com o aumento da velocidade de corte.
- Através das simulações numéricas foi possível visualizar e prever a formação de apara serrilhada periódica e aperiódica para os diferentes avanços e velocidades de corte testados. Assim como Barry et al. (2001), verificou-se uma nítida dependência da periodicidade do serrilhado da apara com o aumento tanto da velocidade de corte como do avanço.
- Verificou-se nas simulações numéricas, para baixos valores de velocidades de corte assim como baixos valores de avanço, a formação de aparas serrilhadas aperiódicas. Com o aumento de ambos os parâmetros de corte, verifica-se a formação de apara serrilhada periódica. Verificou-se para os dados recolhidos na simulação numérica, uma antecipação do fenmeno de mudança de periodicidade, relativamente aos experimentais.
- Assim como Barry et al. (2001) os valores para o grau de recalque obtidos nas simulações numéricas são bastante próximos dos experimentais. Tendem a diminuir com o aumento da velocidade de corte, e não apresentam dependência significativa com o aumento do avanço.

#### 4.1.2 FORÇAS DE CORTE E DE AVANÇO, E FORMAÇÃO DA APARA

Arrazola et al. (2009) efectuaram ensaios de torneamento ortogonal a seco das ligas Ti6Al4V e Ti555.3 com ferramentas em carbonetos sinterizados K15, registaram o valor das forças de corte e de avanço. De igual forma Armendia et al. (2010) repetiram o procedimento comparando as ligas Ti6Al4V com Ti54M. Ambos os autores apresentaram imagens das aparas resultantes dos testes de torneamento ortogonal, para as diferentes velocidades de corte.

Os parâmetros utilizados pelos autores assim como os dados de entrada inseridos no software são apresentados na Tabela 4.5.

**Tabela 4.5:** Parâmetros de entrada inseridos do software FEM e dados experimentais.

Parâmetros		FEM	Arrazola et al. (2009) e Armendia et al. (2010)
Peça	Comprimento [L]	6mm	-
	Altura [h]	3mm	-
	Material	Ti6Al4V Ti555.3 Ti54M	Ti6Al4V Ti555.3 Ti54M
Ferramenta	Ângulo de ataque [a]	7°	7°
	Comprimento da face de ataque [q]	2mm	-
	Ângulo de saída [b]	6°	6°
	Comprimento da face de saída [p]	2mm	-
	Raio de gume [r]	30µm	30µm
	Material	Carb K	Carb K15
Processo	Largura de corte [doc]	2mm	2mm
	Comprimento de corte [loc]	5mm	-
	Avanço [f]	0,1mm/rev	0,1mm/rev
	Velocidade de corte [V]	40; 50; 60; 70; 80; 90; 100 m/min	40; 50; 60; 70; 80; 90; 100 m/min
	Coefficiente de atrito	0,5 a 0,6	-
	Fluido de corte	seco	seco
Simulação	Número máximo de nós	24000	-
	Máximo tamanho do elemento	0,1mm	-
	Mínimo tamanho do elemento	0,02mm	-
	Análise de tensões residuais	Desactivo	-

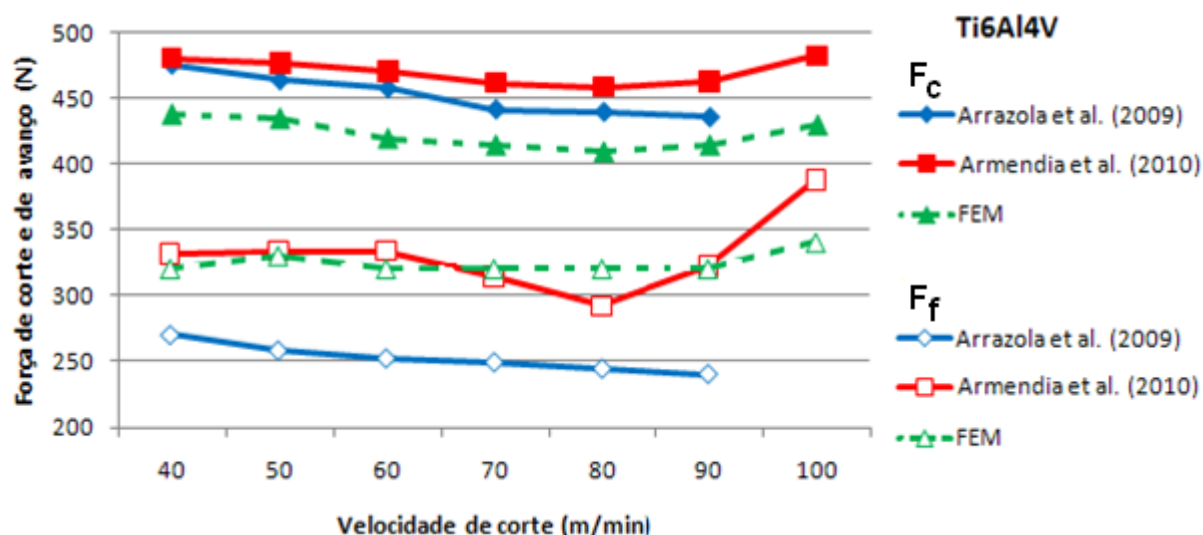
O primeiro grupo de simulações numéricas FEM foi feito para a liga Ti6Al4V, os resultados obtidos para as forças de corte e de avanço estão apresentadas na Tabela 4.6 com o respectivo erro relativo.

**Tabela 4.6:** Comparação dos valores de força de corte e avanço obtidos por Arrazola et al. (2009) e por Armendia et al. (2010), como os da simulação numérica, acompanhados pelo erro relativo.

		Velocidade de corte (m/min)						
		40	50	60	70	80	90	100
Força de corte	Arrazola et al. (2009) (N)	476	464	458	442	440	436	-
	Erro relativo (%)	7,7	6,3	8,3	1,6	4,5	5,9	-
	Armendia et al. (2010) (N)	481	477	471	462	459	463	483
	Erro relativo (%)	12,7	8,8	10,8	11,2	8,5	11,4	10,9
	FEM (N)	439	435	420	415	410	415	430
Força de avanço	Arrazola et al. (2009) (N)	270	258	251	249	244	240	-
	Erro relativo (%)	7,4	27,9	27	32,5	31,1	33,3	-
	Armendia et al. (2010) (N)	331	333	333	314	292	322	387
	Erro relativo (%)	3,3	0,9	3,9	1,9	9,6	0,6	12,1
	FEM (N)	320	330	320	320	320	320	340

Registam-se baixos erros relativos no que respeita às forças de corte, com valores entre 1,6 e os 12,7%. As forças de avanço apresentaram erros relativos de 0,6 a 33,3%. Na Figura 4.7 é apresentada a evolução das forças de corte e de avanço, em função da velocidade de corte, previstas pela simulação numérica e as obtidas pelos dois autores, atrás referidos.

Os valores das forças de corte previstas na simulação numérica FEM são de magnitude inferior aos obtidos experimentalmente. Apresentam um comportamento bastante semelhante comparativamente com as forças de corte medidas pelos autores. Com uma magnitude decrescente, com o aumento da velocidade de corte, as forças de corte atingem um valor mínimo de 410N para uma velocidade de 80m/min, invertendo aqui o seu comportamento.



**Figura 4.7:** Comparo dos valores experimentais e simulados das forças de corte e de avanço, em função da velocidade de corte para o corte ortogonal da liga Ti6Al4V.

Esta previsão, corroborada por Armendia et al. (2010), indica a existência de uma gama de velocidades de 70 a 90m/min onde se registam os menores valores de força de corte e onde se inicia o sucessivo aumento da sua magnitude para velocidades de corte superiores. Os valores obtidos por Arrazola et al. (2009) são tmbm bastante próximos dos previstos pela simulação numérica FEM, apresentam uma diminuição das forças de corte tendendo a estabilizar na gama acima referida.

As forças de avanço previstas pela simulação numérica FEM, não apresentam uma variação significativa da magnitude com o aumento da velocidade de corte, com valores próximos dos 325N. Os dados recolhidos por Arrazola et al. (2009), apresentam uma diminuição das forças de avanço com o aumento da velocidade de corte.

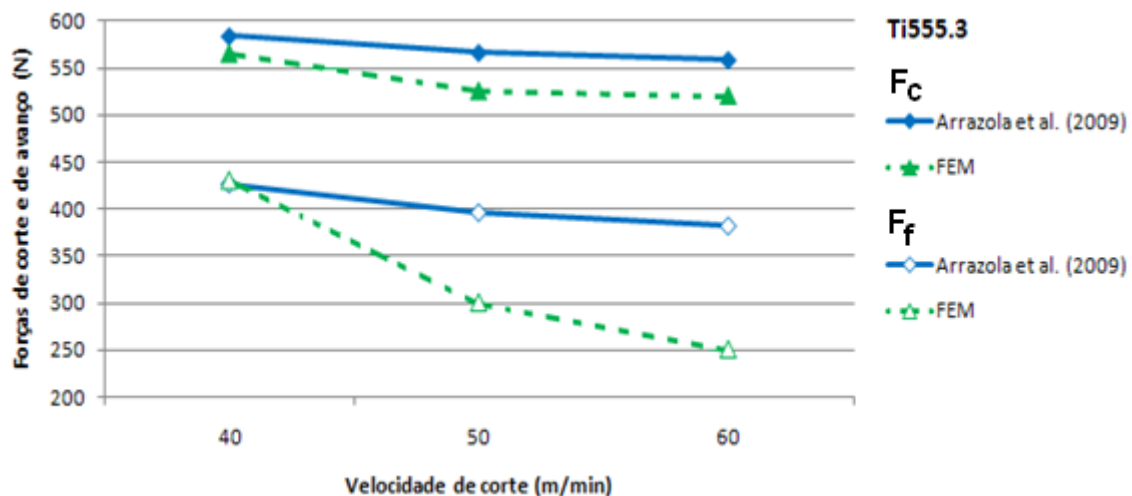
Comparando com os resultados de Armendia et al. (2010), as forças de avanço obtidas nas simulações numéricas apresentam erros relativos bastante menores (valores médios de 4,6%). Contudo, a partir de uma velocidade de corte de 60m/min, os dados experimentais apresentam uma diminuição das forças de avanço, atingindo um valor mínimo de 292N aos 80m/min, e aumentando posteriormente para um valor máximo de 387N aos 100m/min.

Após a execução da simulação numérica do torneamento ortogonal da liga Ti555.3, são apresentados os resultados recolhidos das forças de corte e de avanço, em função da velocidade de corte na Tabela 4.7.

**Tabela 4.7:** Comparação dos valores de força de corte e avanço obtidos por Arrazola et al. (2009), como os da simulação numérica, acompanhados pelo erro relativo.

		Velocidade de corte (m/min)		
		40	50	60
Força de corte	Arrazola et al. (2009) (N)	584	566	558
	FEM (N)	565	525	520
	Erro relativo (%)	3,3	7,2	6,9
Força de avanço	Arrazola et al. (2009) (N)	426	396	382
	FEM (N)	430	300	250
	Erro relativo (%)	0,9	24,2	34,5

Os resultados retirados da simulação numérica apresentam valores de força de corte inferiores aos experimentais, com um valor médio do erro relativo de 6%. Tanto nas previsões da simulação numérica como nos valores registados por Arrazola et al. (2009), é verificada uma redução da força de corte com o aumento da velocidade de corte, Figura 4.8.



**Figura 4.8:** Comparação dos valores experimentais com os simulados das forças de corte e de avanço, em função da velocidade de corte para o corte ortogonal da liga Ti555.3.

A previsão dos valores das forças de avanço revela valores inferiores relativamente aos experimentais. Regista-se um aumento gradual do erro relativo com o aumento da velocidade de corte, atingindo um valor máximo de 34,5% aos 60m/min. Os dados experimentais apresentam uma diminuição moderada dos valores da força de corte, com o aumento da velocidade de corte, enquanto os valores previstos pelo software diminuem de forma mais significativa.

Por fim, são apresentados os resultados obtidos por simulação numérica do corte ortogonal da liga Ti54M, testado experimentalmente por Armendia et al. (2010).



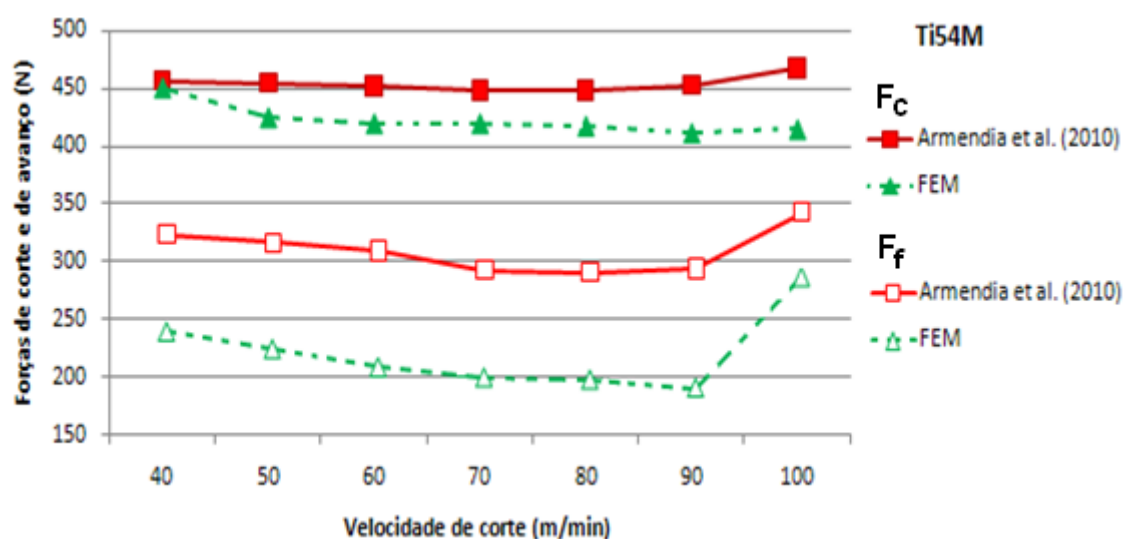
Os valores das forças de corte e de avanço obtidos experimentalmente, assim como obtidos por simulação numérica, estão referidos na Tabela 4.8.

**Tabela 4.8:** Comparação dos valores de força de corte e avanço obtidos por Armendia et al. (2010), como os da simulação numérica, acompanhados pelo erro relativo.

		Velocidade de corte (m/min)						
		40	50	60	70	80	90	100
Força de corte	Armendia et al. (2010) (N)	457	455	452	448	448	453	468
	FEM (N)	450	425	420	420	418	412	415
	Erro relativo (%)	1,5	6,6	7,1	6,3	6,7	9	11,3
Força de avanço	Armendia et al. (2010) (N)	322	315	308	291	289	292	341
	FEM (N)	240	225	209	200	198	192	288
	Erro relativo (%)	25,5	28,6	32,1	31,3	31,5	34,6	15,5

Os resultados obtidos na simulação numérica revelam valores de força de corte inferiores aos verificados por Armendia et al. (2010), apresentando um erro relativo inferior a 11,3%. As previsões para as forças de avanço revelam valores inferiores aos obtidos experimentalmente, com um erro relativo superior, entre 15,5 e 34,6%.

Na Figura 4.9 são mostrados os valores das forças de corte e de avanço, em função da velocidade de corte, resultantes das simulações numéricas e dos testes experimentais levados a cabo por Armendia et al. (2010).



**Figura 4.9:** Comparação dos valores experimentais com os simulados das forças de corte e de avanço, em função da velocidade de corte, para o corte ortogonal da liga Ti54M.

Os valores experimentais obtidos por estes autores mostram pouca dependência das forças de corte com a variação da velocidade de corte. As forças de corte previstas na simulação numérica revelam tendência de redução, com o aumento da velocidade de corte, até aos 90m/min.

Com um erro relativo médio de 28,4%, as forças de avanço previstas pela simulação numérica apresentam um comportamento semelhante às registadas

experimentalmente. É registrada a diminuição da força de avanço com o aumento da velocidade de corte até aos 90m/min. Para velocidades de corte superiores, regista-se um aumento das forças de avanço atingindo aos 100m/min, o seu valor máximo.

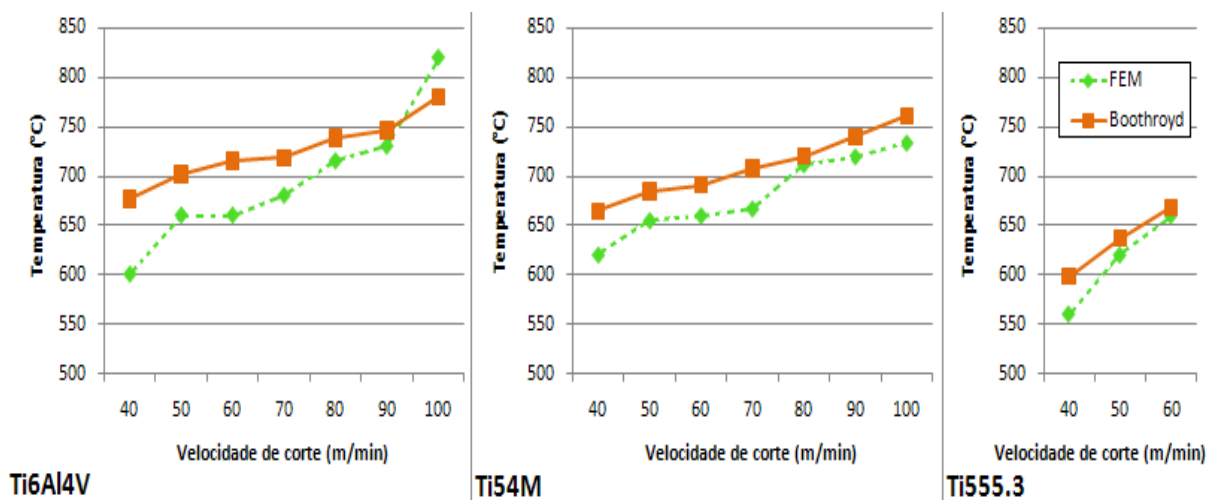
De seguida, é apresentada a previsão do valor máximo da temperatura na ferramenta de corte, obtida na simulação numérica FEM. Adicionalmente aplicou-se o modelo analítico de temperatura de corte, segundo Boothroyd (anexo C).

Na Tabela 4.9 são explicitados os valores da temperatura máxima na ferramenta de corte, onde se registam erros relativos inferiores a 11,3%.

**Tabela 4.9:** Valores máximos de temperatura de corte obtidos pelo modelo de temperatura de Boothroyd, e os obtidos por simulação numérica acompanhados pelo erro relativo.

		Velocidade de corte (m/min)						
		40	50	60	70	80	90	100
Ti6Al4V	Boothroyd (°C)	676,8	701,9	715,1	718,8	738,7	746,2	780,2
	FEM (°C)	600	660	660	680	715	730	820
	Erro relativo (%)	11,3	5,9	7,7	5,3	3,2	2,2	5,1
Ti54M	Boothroyd (°C)	664,6	684,4	691,1	707,4	720,1	739,7	761,2
	FEM (°C)	620	655	660	667	712	720	734
	Erro relativo (%)	6,7	4,3	4,5	5,7	1,1	2,7	3,6
Ti555.3	Boothroyd (°C)	598,6	636,8	668,6	-	-	-	-
	FEM (°C)	560	620	660	-	-	-	-
	Erro relativo (%)	6,4	2,6	1,3	-	-	-	-

Na Figura 4.10 são mostrados os valores máximos de temperatura previstos no FEM na aresta de corte da ferramenta assim como os valores obtidos analiticamente pelo modelo de Boothroyd.



**Figura 4.10:** Comparação dos valores de temperatura máxima na aresta da ferramenta por FEM com os valores obtidos analiticamente pelo modelo de Boothroyd, em função da velocidade de corte.

Os valores da máxima temperatura de corte apresentam um valor crescente com o aumento da velocidade de corte. Os valores previstos por FEM revelam um comportamento semelhante e geralmente com magnitude inferior aos valores analíticos.

Os erros relativos médios registados nas simulações numéricas para a liga Ti6Al4V são de 5,8%, para a liga Ti54M são de 4,1%. Em ambos os testes verifica-se uma gama de valores de temperatura entre os 600 aos 820°C.

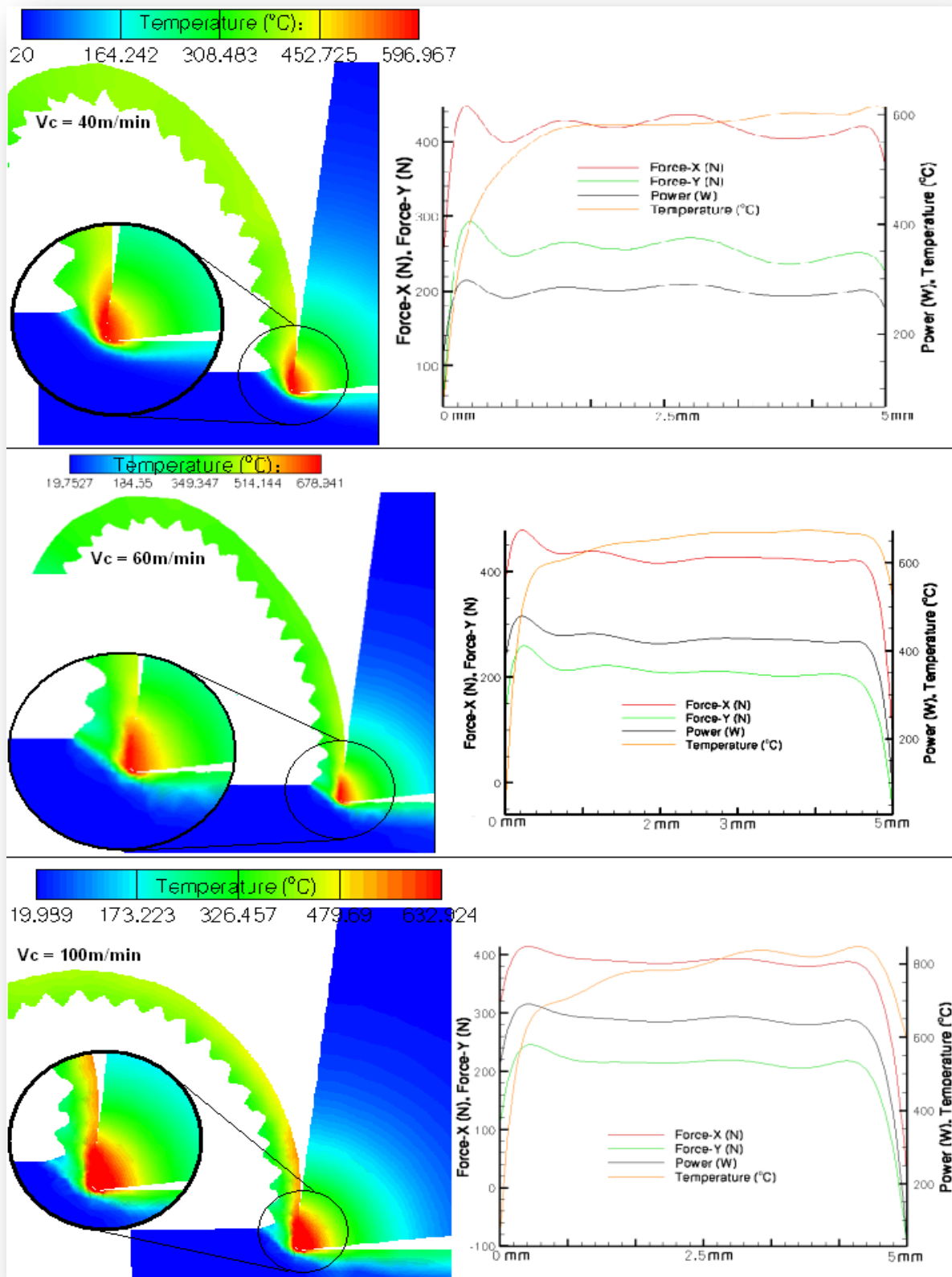
Para a liga Ti555.3, as simulações numéricas prevêem valores de temperatura com um erro relativo inferior a 6,4%, com um valor médio de 3,4%. Relativamente às outras ligas, registam-se valores inferiores de temperatura, entre 560 e 670°C.

Verificam-se algumas diferenças na forma como se distribui o calor na maquinaem das três ligas de titânio. Foi feita a recolha da distribuição da temperatura entre a apara, a ferramenta e a peça prevista pelo *AdvantEdge*<sup>®</sup>.

São aqui apresentadas as distribuições de temperatura no corte na maquinaem das três ligas, para uma velocidade de corte de 40, 60 e 100m/min respectivamente com um avanço de 0,1mm/rev e largura de corte de 2mm. De igual forma, são mostrados os gráficos obtidos na simulação numérica, dos valores previstos das forças de corte e de avanço, da potência e da máxima temperatura na ferramenta de corte, em função do comprimento de corte.

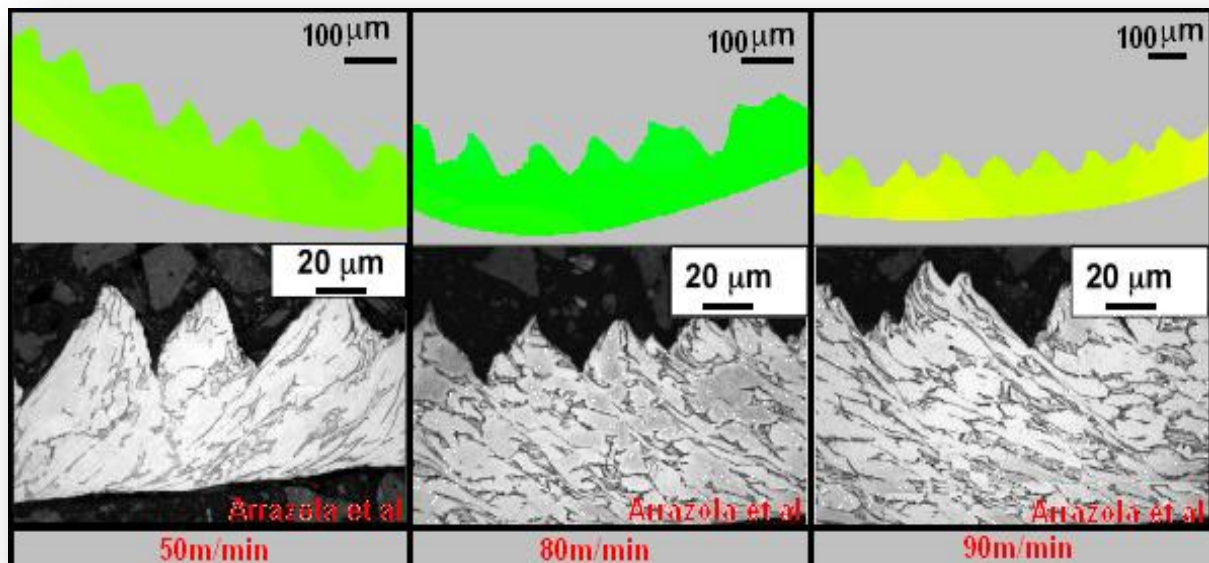
Para a liga Ti6Al4V, os testes com velocidade de corte de 40m/min, revelaram que os maiores valores de temperatura situaram-se tanto na apara como na ponta da ferramenta de corte, com valores próximos dos 600°C. Para velocidades de corte iguais ou superiores a 60m/min, a região de maior temperatura concentrou-se apenas na ferramenta de corte. Registam-se valores máximos de temperatura na ferramenta de corte acima dos 800°C para uma velocidade de corte de 100m/min, Figura 4.11.

Com a simulação numérica FEM da liga Ti6Al4V previu-se da formação de uma apara serrilhada, periódica e contínua. Para velocidades de corte inferiores a 60m/min a apara apresenta-se com uma distribuição uniforme da temperatura com um valor a rondar os 350°C. Para elevadas velocidade de corte, a distribuição de temperatura mostra-se disforme, com as menores temperaturas (valores a rondar os 330°C) a localizar-se nas pontas dos serrilhados, e as mais altas (valores próximos de 600°C) a situar-se na base da apara que teve contacto directo com a ferramenta de corte.



**Figura 4.11:** Distribuição das temperaturas e gráficos das forças de corte e avanço, potência de corte e temperatura para o torneamento ortogonal da ligas Ti6Al4V, para diferentes velocidades de corte.

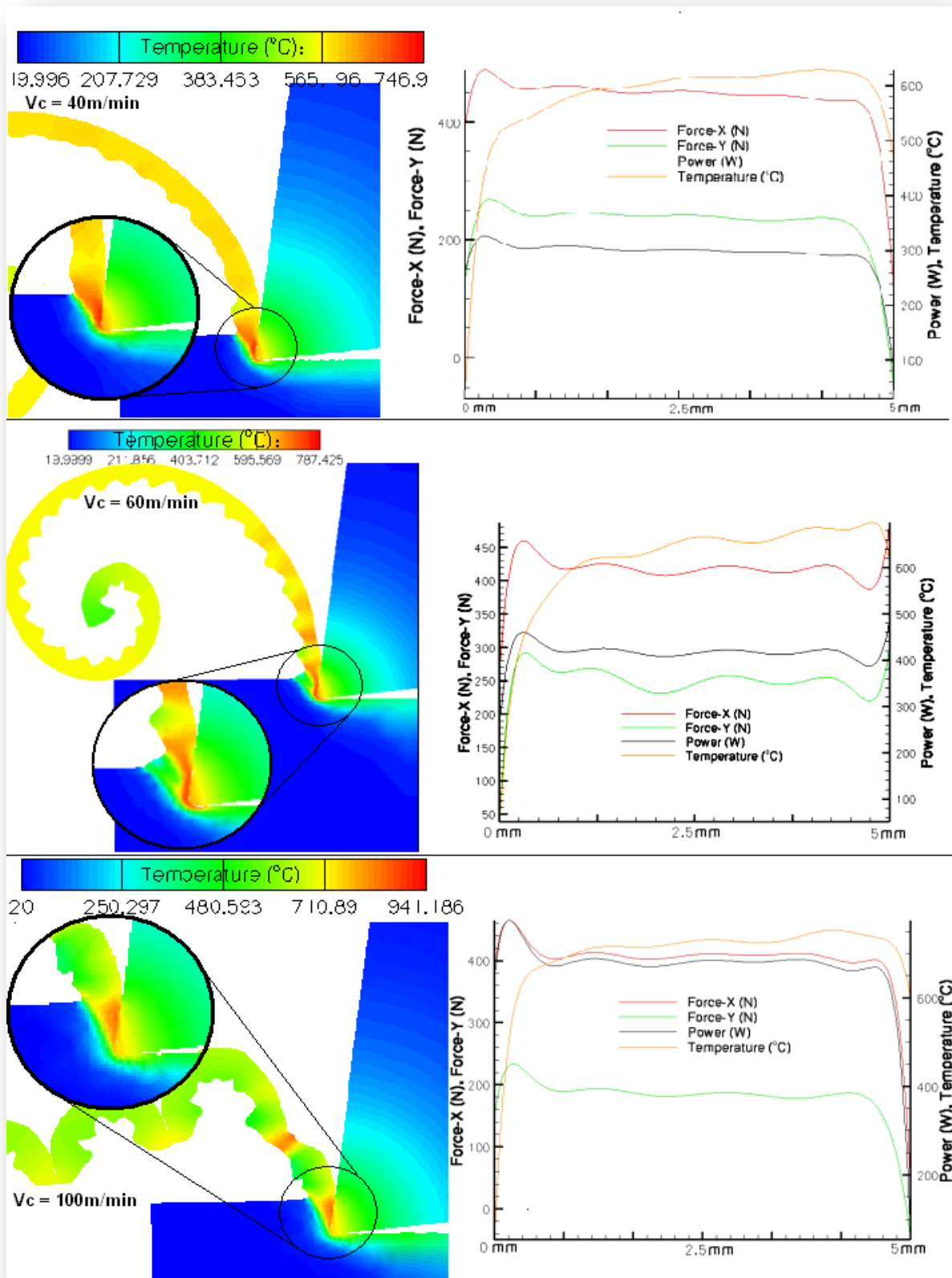
Tanto Arrazola et al. (2009) como Armendia et al. (2010), verificaram a formação de apara serrilhada para todas as velocidades de corte usadas.  semelhança das afirmações de Barry et al. (2001), os autores justificam este fenmeno com a formação de bandas de corte adiabáticas, cuja sua frequência aumenta com o aumento da velocidade de corte. Na Figura 4.12, estão ilustradas as aparas obtidas pela simulação numérica FEM, assim como as obtidas por Arrazola et al. (2009), no corte ortogonal da liga Ti6Al4V, para diferentes velocidades de corte.



**Figura 4.12:** Aparas obtidas na simulação numérica FEM e experimentalmente por Arrazola et al. (2009) no corte ortogonal da liga Ti6Al4V, para diferentes velocidades de corte, com avanço de 0,1mm/rev e largura de corte de 2mm.

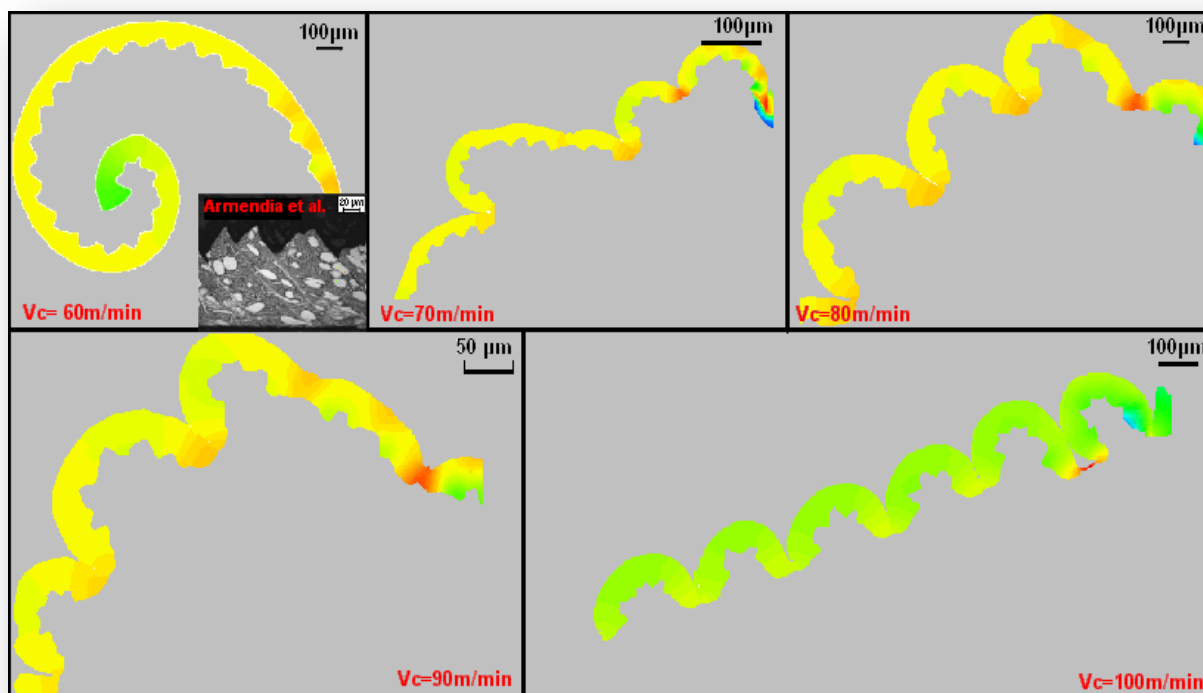
Para a liga Ti54M, verificou-se uma superior dissipacão do calor na apara, para toda a gama de velocidades de corte testadas, na simulação numérica FEM. Os maiores valores de temperatura situam-se na zona de corte, com valores entre os 700 e os 800°C. Na ferramenta registam-se temperaturas na ordem dos 600 aos 700°C, Figura 4.13.

Outra particularidade para o teste da liga Ti54M é a forma da apara produzida. Verificou-se a formação de uma apara serrilhada, periódica e continua para velocidades de corte inferiores a 60m/min. Com valores de velocidade de corte superiores, registou-se a formação de apara igualmente serrilhada periódica mas em arco ligado.



**Figura 4.13:** Distribuição das temperaturas e gráficos das forças de corte e avanço, potência de corte e temperatura para o torneamento ortogonal das liga Ti54M para diferentes velocidades de corte.

Armendia et al. (2010) obtiveram aparas serrilhadas em todos os testes executados. Na Figura 4.14, estão ilustradas as aparas previstas por simulação numérica para uma gama de velocidades de corte de 60 a 100m/min.  também mostrada a imagem da apara apresentada por Armendia et al. (2010) para o teste com velocidade de corte de 60m/min.



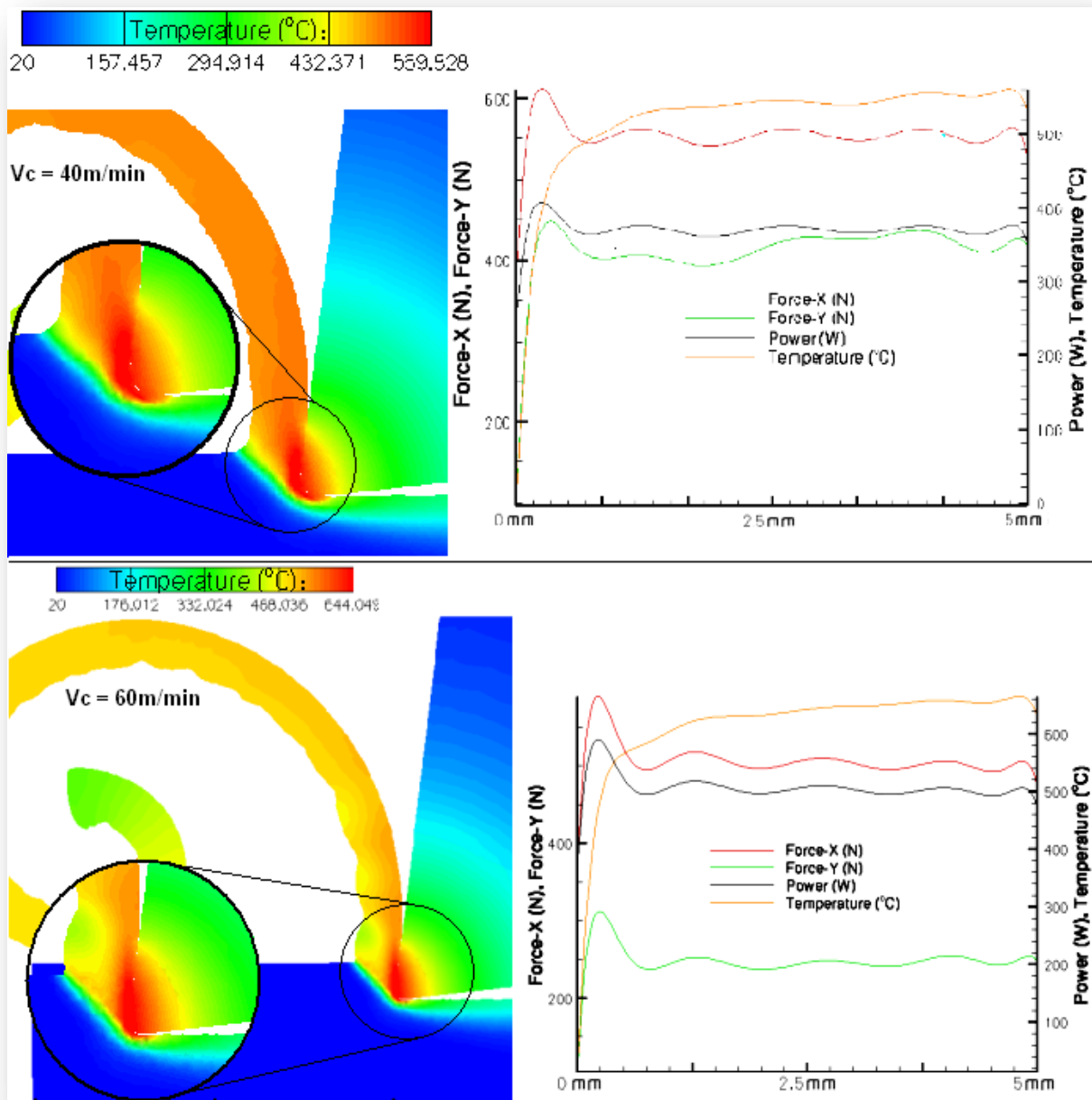
**Figura 4.14:** Aparas obtidas na simulação numérica FEM e experimentalmente por Armendia et al. (2010) no corte ortogonal da liga Ti54M, para diferentes velocidades de corte, avanço de 0,1mm/rev e largura de corte de 2mm.

As simulações numéricas para o torneamento ortogonal da liga Ti555.3, com uma velocidade de corte de 40m/min, revelam na zona de corte, uma maior área afectada pelas maiores temperaturas, tanto na apara como na ponta da ferramenta, com valores próximos dos 540°C. Para valores superiores de velocidade de corte, a região de maior temperatura tende a concentrar-se mais na aresta da ferramenta de corte com valor máximo de 644°C, Figura 4.15.

Em todos os testes da liga Ti555.3, a apara surge com uma distribução de temperaturas entre os 450 e os 510°C, facilitando a remoção do calor gerado.

Nos testes de torneamento ortogonal da liga Ti555.3 feitos por Arrazola et al. (2009), foi verificada que a frequência de formação das bandas adiabáticas na apara era superior  observada no corte da liga Ti6Al4V. Por este facto, os autores justificaram a formação de uma apara com um serrilhado muito tnuo. De igual forma foi verificado nos testes de simulação numérica, a formação de uma apara semelhante.

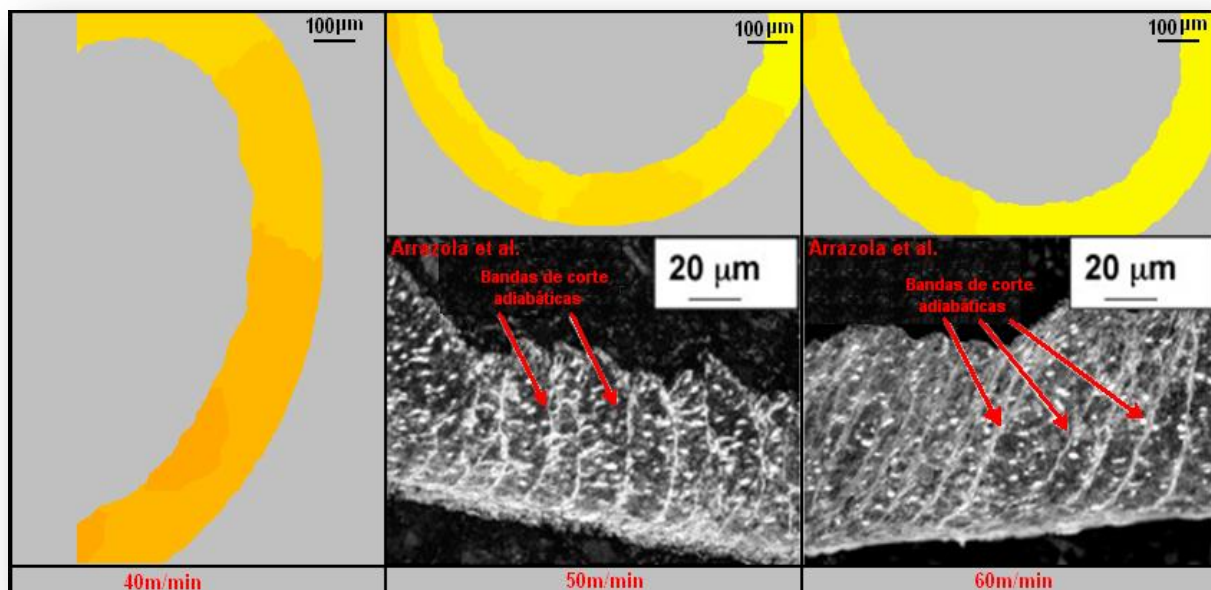




**Figura 4.15:** Distribuição das temperaturas e gráficos das forças de corte e avanço, potência de corte e temperatura para o torneamento ortogonal das liga Ti555.3 para diferentes velocidades de corte.

Na Figura 4.16, mostram-se as aparas obtidas tanto nas simulações numéricas como no procedimento experimental levado a cabo por Arrazola et al. (2009), em função da velocidade de corte.





**Figura 4.16:** Aparas obtidas na simulação numérica FEM e experimentalmente por Arrazola et al. (2009) no corte ortogonal da liga Ti555.3 para diferentes velocidades de corte, com avanço de 0,1mm/rev e largura de corte de 2mm.

Considerando todos os dados recolhidos da simulação numérica, verifica-se que das três ligas testadas a Ti54M apresenta uma maquinabilidade superior por vários motivos: pela menor concentração de calor na ponta da ferramenta de corte, pela superior eficácia de extracção do calor pela apara e pela forma da apara produzida. A liga Ti6Al4V apresenta para todas as velocidades de corte testadas, valores de potência, forças de corte e de avanço muito semelhantes à liga Ti54M. Contudo, verifica-se mesmo para os menores valores de velocidades de corte, elevadas concentrações de calor na ponta da ferramenta, assim como pouca eficácia da saída de calor pela apara.

Os testes de simulação numérica FEM da maquinagem da liga Ti555.3, mostraram relativamente as outras duas ligas, os maiores valores de potência, força de corte e de avanço assim como uma grande área da ferramenta de corte afectada pelas maiores temperaturas.

Os dados experimentais recolhidos por Armendia et al. (2010) corroboram com as anteriores afirmações registando menores valores de força de corte e de avanço assim como um inferior desgaste da ferramenta no corte da liga Ti54M relativamente a Ti6Al4V. O trabalho experimental levado a cabo por Arrazola et al. (2009) revelou uma maquinabilidade inferior da liga Ti555.3 relativamente a Ti6Al4V, registando valores de forças de corte e de avanço superiores, assim com um desgaste da ferramenta muito mais elevado.

Tendo em consideração o trabalho de simulação numérica e de validação desenvolvido, pode sintetizar-se o seguinte:

- Foram obtidos pelos testes de simulação numérica, valores de forças de corte inferiores aos registados experimentalmente pelos autores, com um erro relativo inferior a 12,7%, e com um valor médio de 7,6%. Para as três ligas, registaram-se em todas as simulações numéricas, comportamentos semelhantes das forças de corte com as registadas experimentalmente.
- As forças de avanço obtidas na simulação numérica, apresentam em geral um valor inferior aos dados experimentais registados, com excepção do teste realizado por Armendia et al. (2010) para a liga Ti6Al4V. Os valores registados apresentam um erro relativo inferior 34,6% e com um valor médio de 19,6%. O comportamento das forças de avanço registadas nas simulações numéricas apresenta semelhanças com as registadas pelos autores, com excepção do teste da liga Ti6Al4V por Armendia et al. (2010), e o teste da liga Ti555.3 por Arrazola et al. (2009).
- Os valores da máxima temperaturas de corte obtidos na simulação numérica FEM, apresentaram uma magnitude inferior em relação aos valores obtidos com o modelo de Boothroyd, com um erro relativo inferior a 11,3% e com uma média de 4,7%.
- Tanto a liga Ti6Al4V testada por Armendia et al. (2010) e Arrazola et al. (2009) assim como a liga Ti54M testada por Armendia et al. (2010) apresentaram uma apara de forma serrilhada, resultado da formação de bandas de corte adiabático. De igual modo foram obtidas através da simulação numérica FEM formas semelhantes da apara.
- Os testes de torneamento ortogonal da liga Ti555.3 realizados por Arrazola et al. (2009), apresentaram uma apara com um serrilhado muito ténue, fruto da superior frequência de formação das bandas de corte adiabáticas relativamente às outras ligas. A partir das simulações numéricas, previu-se a formação de uma apara semelhante à observada experimentalmente pelos autores.

## 4.1.3 FORÇAS DE CORTE E FREQUÊNCIA DE SEGMENTAÇÃO DA APARA

Cotterell & Byrne (2007), levaram a cabo uma série de testes de torneamento ortogonal para a liga Ti6Al4V com ferramentas em carbonetos sinterizados para uma gama de velocidades de corte de 4 a 150m/min, uma largura de corte de 1mm e um avanço de 0,1mm/rev. Fruto desse trabalho experimental, foram registados os valores da força de corte e a frequência de segmentação da apara. Na Tabela 4.10 estão mostrados os dados de entrada colocados no software assim como os parâmetros de corte usados pelos autores.

**Tabela 4.10:** Parâmetros de entrada inseridos do software FEM e dados experimentais.

Parâmetros		FEM	Cotterell & Byrne (2007)
Peça	Comprimento [L]	6mm	-
	Altura [h]	3mm	-
	Material	Ti6Al4V	Ti6Al4V
Ferramenta	ngulo de ataque [a]	6,5°	6,5°
	Comprimento da face de ataque [q]	2mm	-
	ângulo de sida [b]	10°	-
	Comprimento da face de sida [p]	2mm	-
	Raio de gume [r]	30μm	30μm
	Material	Carb	Carb
Processo	Largura de corte [doc]	1mm	1mm
	Comprimento de corte [loc]	5mm	-
	Avanço [f]	0,1mm/rev	0,1mm/rev
	Velocidade de corte [V]	4 a 150 m/min	4 a 150 m/min
	Coeficiente de atrito	0,51 a 0,55	0,51 a 0,55
	Fluido de corte	seco	seco
Simulação	Número máximo de nós	24000	-
	Máximo tamanho do elemento	0,1mm	-
	Mínimo tamanho do elemento	0,02mm	-
	Análise de tensões residuais	Desactivo	-

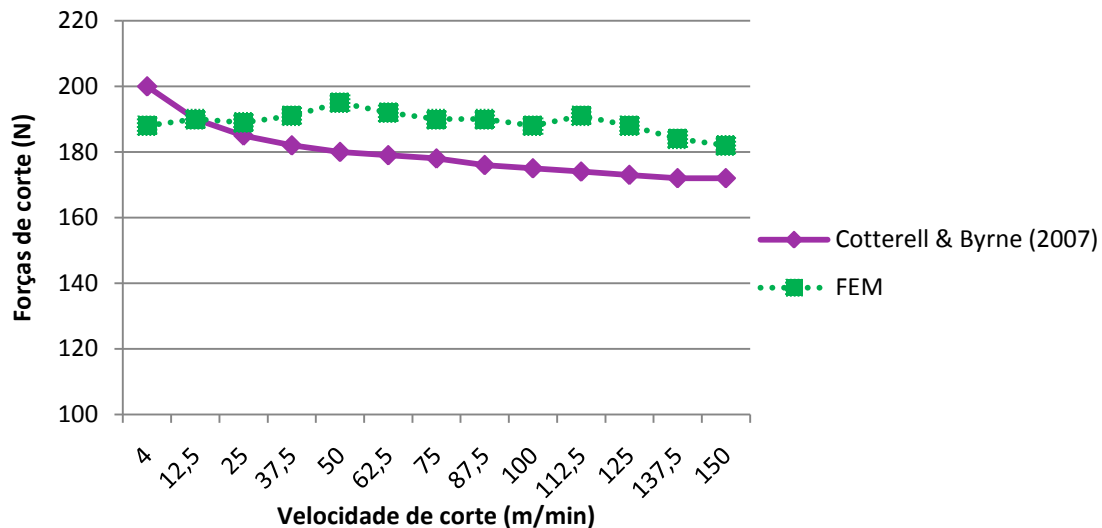
Para as simulações executadas, os valores introduzidos do coeficiente de atrito foram os indicados pelos autores que vão de 0,55 a 0,51 com o aumento da velocidade de corte.

Os valores obtidos das forças de corte tanto para as simulações numéricas como para os testes experimentais de Cotterell & Byrne (2007), são mostrados na Tabela 4.11, assim como o erro relativo.

**Tabela 4.11:** Comparação dos valores de força de corte obtidos por Cotterell & Byrne (2007), com os da simulação numérica, acompanhados pelo erro relativo.

	Velocidade de corte (m/min)						
	4	12,5	25	37,5	50	62,5	75
Cotterell & Byrne (2007) (N)	200	190	185	182	180	179	178
FEM (N)	188	190	189	191	195	192	190
Erro relativo (%)	6	0	2,2	4,9	8,3	7,3	6,7
	87,5	100	112,5	125	137,5	150	-
Cotterell & Byrne (2007) (N)	176	175	174	173	172	172	-
FEM (N)	190	188	191	188	184	182	-
Erro relativo (%)	8	7,4	9,8	8,7	7	5,9	-

Os valores das forças de corte recolhidos da simulação numérica FEM, revelam proximidade com os experimentais, apresentando um erro relativo inferior a 9,8%. Na Figura 4.17, é mostrado o gráfico das forças de corte, em função da velocidade de corte, obtidos na simulação numérica e nos resultados de Cotterell & Byrne (2007).



**Figura 4.17:** Valores recolhidos da simulação numérica e valores experimentais das forças de corte em função da velocidade de corte.

Neste caso, os valores das forças de corte retirados da simulação numérica apresentam uma magnitude superior às recolhidas pelos autores nos testes experimentais. Os dados das forças de corte obtidos na simulação numérica não apresentam dependência com o aumento da velocidade de corte, ao contrário dos resultados experimentais que tendem a diminuir.

Outro parâmetro retirado da simulação numérica e sujeito a validação, foi a frequência de segmentação da apara no corte. A partir dos dados experimentais, Cotterell & Byrne (2007) apresentaram uma dependência linear da frequência de segmentação da apara com a velocidade de corte.

A recolha destes dados no software consistiu na contagem do número de segmentos formados na apara dividindo-os pelo tempo de corte, metodologia anteriormente adoptada por Molinari et al. (2002). Na equação 4.1 é mostrada a formulação para determinar da frequência de segmentação da apara.

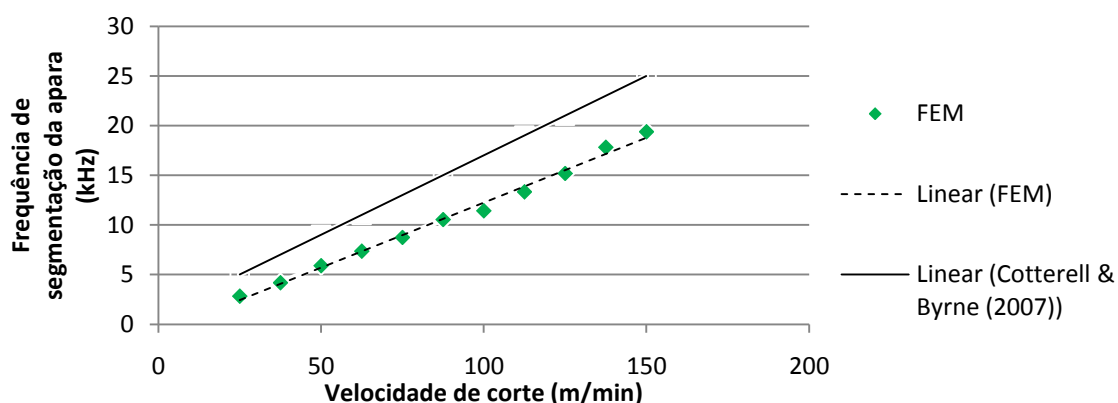
$$Fr = \frac{\text{Número de segmentos}}{\text{Tempo de corte}} \quad (4.1)$$

Os valores obtidos na simulação numérica estão mostrados na Tabela 4.12, assim como o número de serrilhados das aparas como o tempo de corte na simulação.

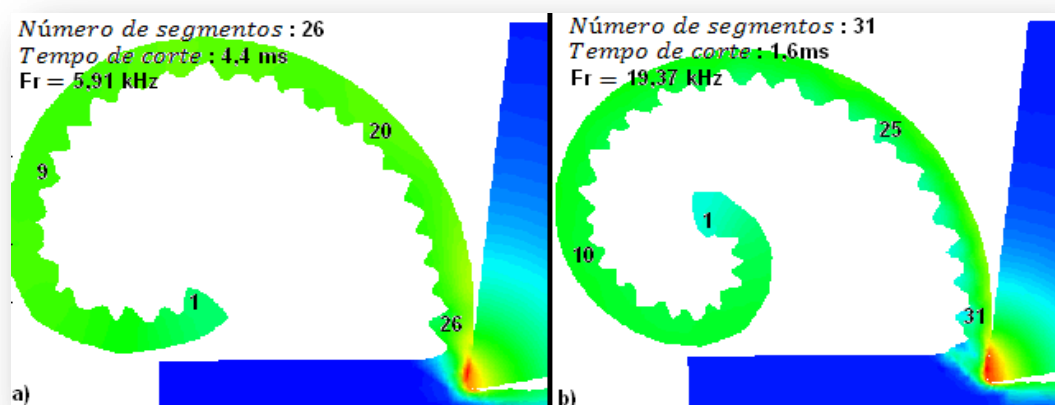
**Tabela 4.12:** Valores da frequência segmentação da apara recolhidos na simulação numérica.

	Velocidade de corte (m/min)						
	4	12,5	25	37,5	50	62,5	75
Tempo de simulação (ms)	-	-	9,5	6,2	4,4	3,8	3,2
Número de serrilhados	-	-	27	26	26	28	28
FEM (kHz)	-	-	2,84	4,19	5,91	7,37	8,75
	87,5	100	112,5	125	137,5	150	-
Tempo de simulação (ms)	2,75	1,4	2,1	1,91	1,74	1,6	-
Número de serrilhados	29	16	28	29	31	31	-
FEM (kHz)	10,55	11,43	13,33	15,18	17,82	19,37	-

Na Figura 4.18 estão apresentados os valores da frequência de corte, em função da velocidade de corte, obtidos na simulação numérica como a dependência linear estabelecida por Cotterell & Byrne (2007).

**Figura 4.18:** Valores da frequência de corte obtidos na simulação numérica e os recolhidos experimentalmente.

Os dados obtidos na simulação numérica revelam uma menor dependência de crescimento com o aumento da velocidade de corte relativamente aos dados experimentais. A título de exemplo são apresentadas, na Figura 4.19, as aparas obtidas nas simulações numéricas para os testes de velocidade de corte de 50m/min e 150m/min, avanços de 0,1mm/rev e largura de corte de 1mm.

**Figura 4.19:** Aparas obtidas nas simulações com velocidades de corte a) 50m/min, b) 150m/min.

Tendo em consideração o trabalho de simulação numérica e de validação desenvolvido, pode sintetizar-se o seguinte:

- Os valores das forças de corte recolhidos na simulação numérica FEM, possuem uma magnitude superior relativamente aos valores obtidos por Cotterell & Byrne (2007). Contudo o erro relativo registado é baixo com valores inferiores a 9,8% e com uma média de 6,3%.
- Os valores recolhidos para a frequência de segmentação da apara nas simulações numéricas, revelam uma menor dependência de crescimentos com o aumento da velocidade de corte relativamente aos dados experimentais.

#### 4.1.4 TEMPERATURA MÁXIMA NA FERRAMENTA DE CORTE

Foram levados a cabo por Varma et al. (2004), testes de torneamento ortogonal para a liga Ti6Al4V, utilizando ferramentas de corte em carbonetos sinterizados para velocidades de corte entre os 15,42 e os 35,29m/min, largura de corte de 0,5mm e avanços entre os 0,06 e os 0,2mm/rev.

Os autores estudaram a influência velocidade de corte, do avanço e da geometria da ferramenta de corte, no valor de temperatura máxima registado na ferramenta. Na Tabela 4.13 são explicitados os parâmetros de corte usados pelos autores nos testes experimentais, assim como os dados de entrada inseridos no AdvantEdge®.

**Tabela 4.13:** Parâmetros de entrada inseridos do software FEM e dados experimentais.

Parâmetros		FEM	Varma et al. (2004)
Peça	Comprimento [L]	10mm	-
	Altura [h]	3mm	-
	Material	Ti6Al4V	Ti6Al4V
Ferramenta	Ângulo de ataque [a]	-10°; -6°; -2°; 0°; 2°; 4°; 6°	-10°; -6°; -2°; 0°; 2°; 4°; 6°
	Comprimento da face de ataque [q]	2mm	-
	Ângulo de saída [b]	6°	6°
	Comprimento da face de saída [p]	2mm	-
	Raio de gume [r]	10µm	10µm
	Material	Carb	Carb
Processo	Largura de corte [doc]	0,5mm	0,5mm
	Comprimento de corte [loc]	8mm	-
	Avanço [f]	0,06; 0,1; 0,15; 0,2mm/rev	0,06; 0,1; 0,15; 0,2mm/rev
	Velocidade de corte [V]	15,42; 22,62; 27,88; 35,29 m/min	15,42; 22,62; 27,88; 35,29 m/min
	Coeficiente de atrito	0,5	-
	Fluido de corte	seco	seco
Simulação	Número máximo de nós	24000	-
	Máximo tamanho do elemento	0,1mm	-
	Mínimo tamanho do elemento	0,02mm	-
	Análise de tensões residuais	Desactivo	-

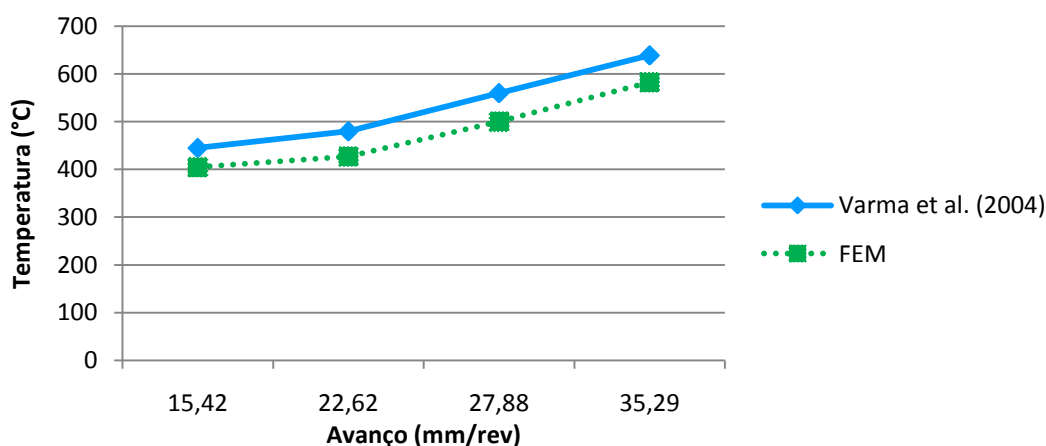
Nesta seco, têm-se em conta o trabalho experimental levado a cabo por Varma et al. (2004) como meio de validação das previsões dos máximos valores de temperatura na ferramenta de corte, obtidos no *AdvantEdge*<sup>®</sup>, no processo de corte para a liga Ti6Al4V. Em todas as simulações numéricas executadas, verificou-se uma maior proximidade dos valores obtidos com os experimentais, quando estabelecido um valor do coeficiente de atrito de 0,5.

O primeiro conjunto de simulações numéricas FEM, teve como fim verificar o efeito da velocidade de corte na temperatura máxima registada na ferramenta de corte. Tal como no teste experimental, estabeleceram-se valores fixos de avanço de 0,1mm/rev e largura de corte de 0,5mm. Na Tabela 4.14 são mostrados os resultados experimentais, os resultados obtidos por simulação numérica assim como o erro relativo.

**Tabela 4.14:** Comparação dos valores máximos de temperatura na ferramenta de corte obtidos experimentalmente por Varma et al. (2004) com os da simulação numérica para diferentes velocidades de corte, acompanhados pelo erro relativo.

	Velocidade de corte (m/min)			
	15,42	22,62	27,88	35,29
Varma et al. (2004) (°C)	445	480	560	639
FEM (°C)	405	427	500	583
Erro relativo (%)	9	11	10,7	8,8

Os valores de temperatura recolhidos na simulação numérica, apresentaram uma magnitude inferior aos obtidos nos testes experimentais, com um erro relativo inferior a 11%. Na Figura 4.20, é mostrado o gráfico dos valores temperatura máxima na ferramenta de corte obtidos tanto na simulação numérica como nos testes experimentais.



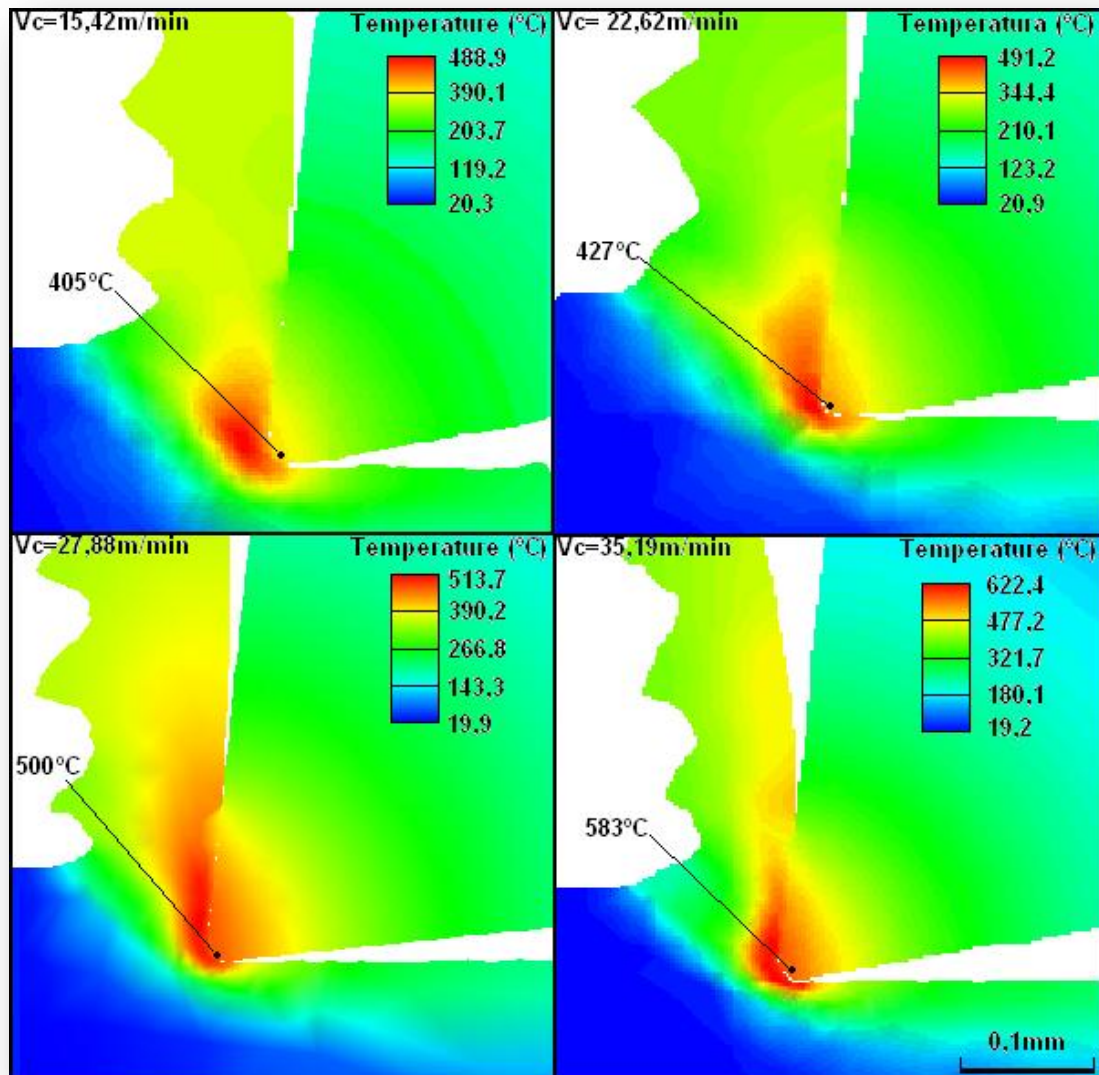
**Figura 4.20:** Valores da temperatura máxima da ferramenta de corte obtidos na simulação numérica e os recolhidos experimentalmente em função da velocidade de corte.

Tanto os dados experimentais como obtidos por simulação numérica, revelam um aumento da temperatura máxima da ferramenta, com o aumento da velocidade



de corte. Verifica-se também que a temperatura máxima da ferramenta apresentou uma maior dependência dos valores de velocidade de corte acima dos 22,62m/min.

Na Figura 4.21, são mostradas as previsões da distribuição da temperatura entre a apana e a ferramenta de corte, recolhidas da simulação numérica. Estas revelam, que os valores máximos de temperatura se concentram na zona de corte, para todas as velocidades de corte utilizadas. Os pontos de recolha do valor máximo de temperatura na ferramenta de corte, encontram-se representados na Figura 4.21, acompanhados pelo respectivo valor.



**Figura 4.21:** Distribuição da temperatura prevista pela simulação numérica do corte ortogonal da liga Ti6Al4V, para diferentes velocidades de corte, com avanço de 0,1mm/rev e largura de corte de 0,5mm.

O efeito do avanço na temperatura máxima da ferramenta de corte, foi outro parâmetro testado. Tendo em conta os dados obtidos por Varma et al. (2004), procederam-se a quatro simulações numéricas para averiguar e validar as previsões



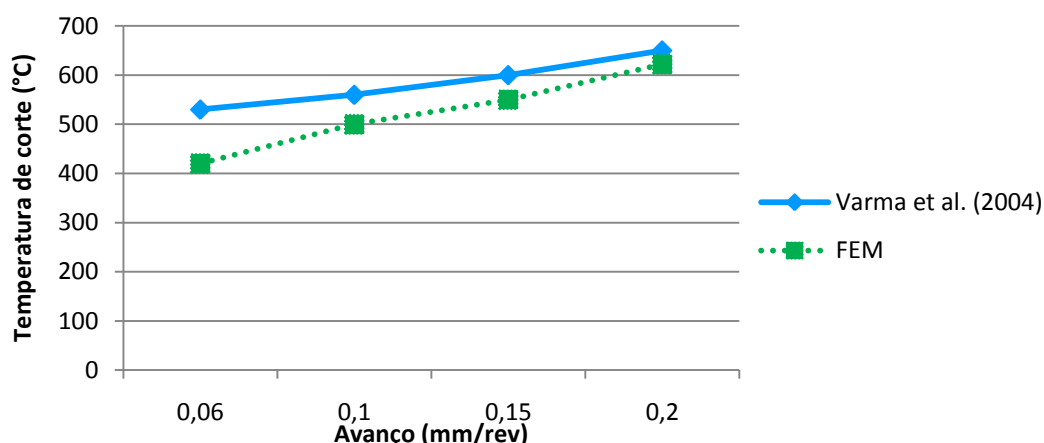
daí recolhidas. Foram fixos os valores de velocidade de corte para os 27,88m/min, fazendo variar o valor dos avanços de 0,06 a 0,2mm/rev.

Na simulao numérica foram registados valores de temperatura inferiores aos obtidos por Varma et al. (2004). Foi verificada uma reduo do erro relativo com o aumento do avanço, com valor máximo de 20,7%, para avanços de 0,06mm/rev e valor mínimo de 4,3%, para o avanço de 0,2mm/rev. Na Tabela 4.15, são explicitados os valores resultantes da simulao numérica, os valores experimentais de Varma et al. (2004) assim como os erros relativos.

**Tabela 4.15:** Comparao dos valores máximos de temperatura na ferramenta de corte, obtidos experimentalmente por Varma et al. (2004) com os da simulao numérica para diferentes avanços, acompanhados pelo erro relativo.

	Avanço (mm/rev)			
	0,06	0,1	0,15	0,2
<b>Varma et al. (2004) (°C)</b>	530	560	600	650
<b>FEM (°C)</b>	420	500	550	622
<b>Erro relativo (%)</b>	20,7	10,7	8,33	4,3

Com estes valores, estabeleceu-se o gráfcio dos valores máximos da temperatura da ferramenta de corte em funo dos avanços usados, Figura 4.22.



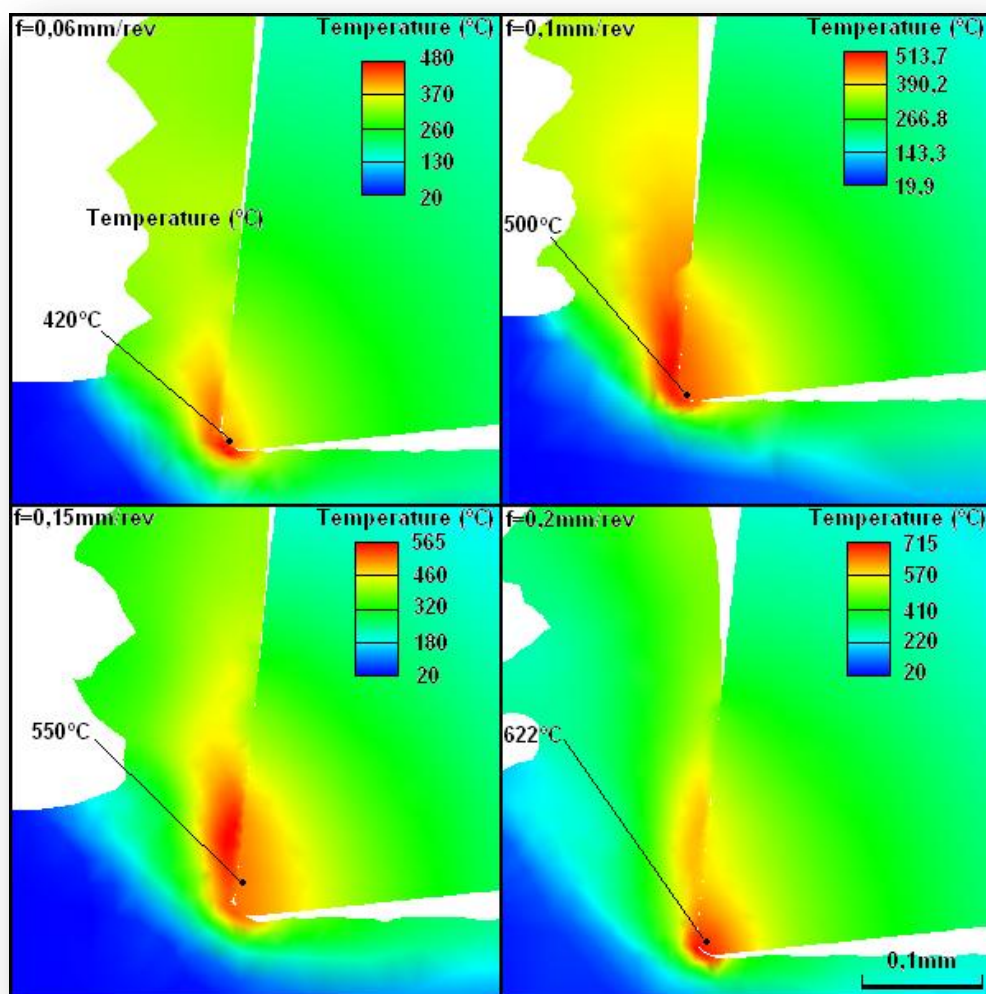
**Figura 4.22:** Valores da temperatura máxima da ferramenta de corte, obtidos na simulao numérica e os recolhidos experimentalmente em funo do avanço.

Para os dados experimentais assim como os previstos por simulao numérica, é verificado um crescimento dos valores da temperatura máxima na ferramenta de corte, com o aumento do avanço. Regista-se também, um efeito mais pronunciado do avanço para os valores de temperatura obtidos por simulao numérica.

Com base nos resultados dos testes experimentais, Varma et al. (2004) afirmaram que o efeito do avanço na temperatura da ferramenta, não era tão pronunciado como o da velocidade de corte. Os dados da temperatura obtidos por simulao numérica FEM, revelam uma dependência do avanço, pouco maior dos registados para a velocidade de corte.

A previsão da distribuição da temperatura, obtida nas simulações numéricas, é apresentada na Figura 4.23.

Verifica-se para avanços inferiores a 0,2mm/rev, uma maior concentração de calor na zona de corte, mais especificamente na região onde ocorre atrito da apara na face de ataque da ferramenta de corte. Para o avanço de 0,2mm/rev os máximos valores de temperatura concentram-se na ponta da ferramenta de corte.



**Figura 4.23:** Distribuição da temperatura prevista por simulação numérica do corte ortogonal da liga Ti6Al4V, para diferentes avanços, com velocidade de corte de 27,88m/min e largura de corte de 0,5mm.

Foram também replicados na simulação numérica, os testes experimentais levados a cabo por Varma et al. (2004), para o estudo da influência do ângulo de ataque na temperatura máxima da ferramenta de corte. Os autores estabeleceram um avanço de 0,1mm/rev, velocidade de corte de 27,88m/min, largura de corte de 0,5mm, com ângulos de ataque crescentes de -10 a 6°.

Os resultados experimentais assim como os obtidos na simulação numérica estão mostrados na Tabela 4.16.

**Tabela 4.16:** Comparação dos valores máximos de temperatura na ferramenta de corte obtidos experimentalmente por Varma et al. (2004) com os da simulação numérica para diferentes ângulos de ataque, acompanhados pelo erro relativo.

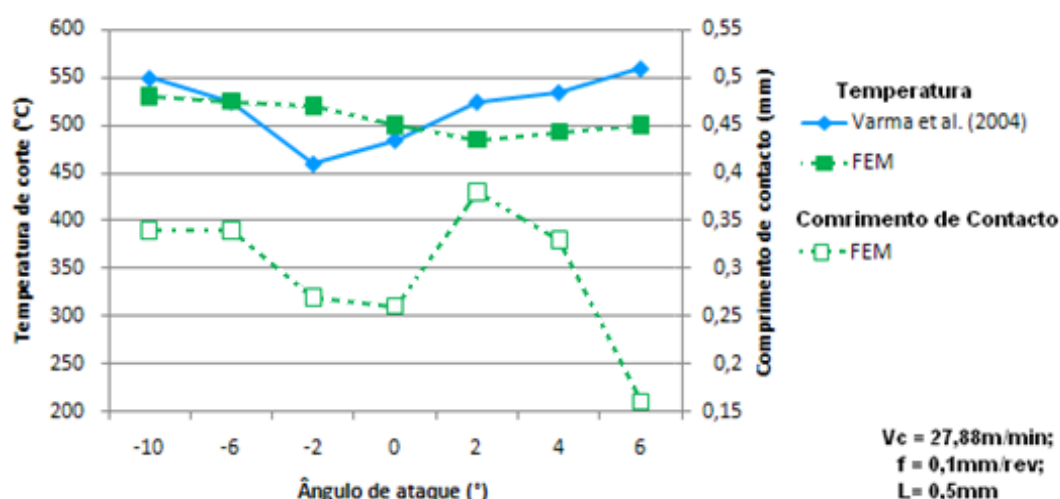
	Ângulo de ataque (°)						
	-10	-6	-2	0	2	4	6
Varma et al. (2004) (°C)	550	525	460	485	525	535	560
FEM (°C)	530	525	520	500	485	493	500
Erro relativo (%)	3,6	0	13	3,1	7,6	7,9	10,7

Após os trabalhos experimentais, os autores verificaram que com a diminuição do ângulo de ataque de 6° para -2°, ocorre a diminuição da temperatura máxima na ferramenta de corte. Justificam que a diminuição do ângulo de ataque, permite aumentar o comprimento de contacto entre a apara e a face de ataque, e assim melhorar a capacidade de dissipar a energia, reduzindo a temperatura na ferramenta de corte.

Para ângulos de ataque de -2° a -10°, Varma et al. (2004) verificaram um aumento da temperatura máxima na ferramenta de corte. Justificaram que à medida que se reduz o ângulo de ataque para valores negativos, as forças de atrito entre a apara e a face de ataque aumentam, gerando elevadas temperaturas, mesmo quando verificado um crescimento do valor do comprimento de contacto.

Os dados obtidos por Varma et al. (2004) no teste de torneamento apresentam valores de temperatura na ferramenta de corte sucessivamente inferiores, à medida que se usavam ângulos de ataque mais próximo de -2°, registando-se aqui, o valor mínimo de 460°C.

Na Figura 4.24, são apresentados os valores das temperaturas e comprimento de contacto obtidos por simulação numérica, assim como as temperaturas registadas experimentalmente pelos autores.



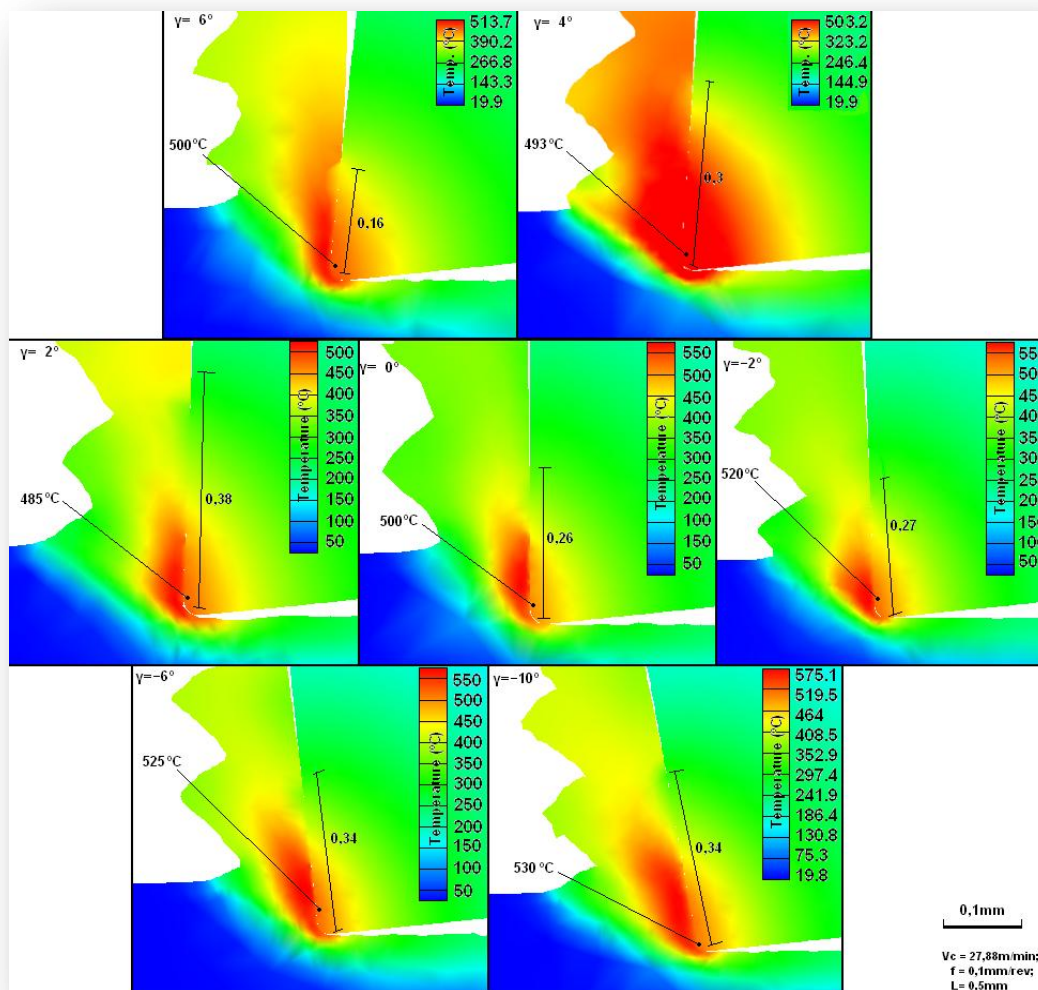
**Figura 4.24:** Valores do comprimento de contacto e temperatura máxima da ferramenta de corte obtidos por simulação numérica, e valores de temperatura recolhidos experimentalmente, em função do ângulo de ataque.

A gama de valores de temperatura, registados por simulação numérica FEM, é semelhante à registada pelos autores.

Os valores obtidos por simulação numérica FEM, apresentam uma queda dos valores da temperatura na ferramenta de corte quando se varia o ângulo de ataque de  $-10^\circ$  para  $2^\circ$ , registando aqui o mínimo valor de  $485^\circ\text{C}$ . O aumento do ângulo de ataque dos  $2^\circ$  para os  $6^\circ$ , apresenta um aumento da temperatura na ferramenta de corte.

Por um lado, os testes experimentais indicam que para um ângulo de ataque de  $-2^\circ$ , é registado o menor valor de temperatura máxima na ferramenta de corte. As simulações numéricas FEM indicam que o mesmo ocorre, mas para um ângulo de ataque de  $2^\circ$ .

De seguida são apresentadas as previsões da distribuição da temperatura, obtidas na simulação numérica FEM, para esta série de testes, assim como o comprimento de contacto entre a apana e a face de ataque, Figura 4.25.



**Figura 4.25:** Previsão da distribuição do calor na simulação numérica FEM, para ângulos de ataque de  $6^\circ$  a  $-10^\circ$ .

Na Tabela 4.17 são mostrados os valores do comprimento de contacto entre a apara e a face de ataque registados por simulação numérica.

**Tabela 4.17:** Comprimentos de contacto entre a apara e a face de ataque da ferramenta.

	<b>ngulo de ataque (°)</b>						
	<b>-10</b>	<b>-6</b>	<b>-2</b>	<b>0</b>	<b>2</b>	<b>4</b>	<b>6</b>
<b>Comprimento de contacto (mm)</b>	0,34	0,34	0,27	0,26	0,38	0,3	0,16

Todos os resultados obtidos nas simulações numéricas mostram que os maiores valores de temperatura se concentram na apara, localizando-se a o valor máximo registado. Com exceção do teste com ângulo de ataque de 4°, verificou-se em geral, pouca concentração de calor na ferramenta de corte.

Verifica-se a diminuição da temperatura máxima registada na ferramenta de corte com a diminuição do ângulo de ataque dos 6° até aos 2° onde se obteve o mínimo valor. Registou-se o aumento do comprimento de contacto entre a apara e a face de ataque atingindo seu valor máximo de 0,38mm para o ângulo de ataque de 2°, permitindo uma maior dissipacão do calor gerado.

Verifica-se que para os ângulos de ataque negativos, apesar de existir um crescimento do comprimento de contacto, registam-se elevados valores de temperatura. Este fenmeno, referido por Varma et al. (2004), pode ter origem no aumento das forças de atrito causadas pela apara sobre a face de ataque da ferramenta de corte.

Nas simulações numéricas, com a diminuição do ângulo de ataque dos 2 para os 0°, o comprimento de contacto diminui, e o valor da temperatura máxima na ferramenta de corte aumenta para os 500°C. Dos -2° para os -10° de ângulo de ataque, apesar do comprimento de contacto aumentar, regista-se um aumento da temperatura máxima na ferramenta de corte.

Outros dados recolhidos na simulação numérica foram os valores de força de corte e de avanço, que aumentaram com a diminuição do valor do ângulo de ataque.

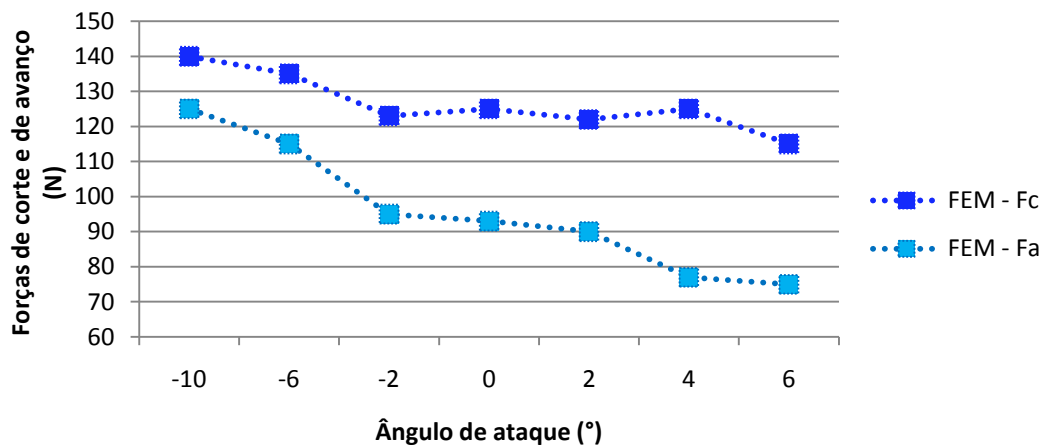
Na Tabela 4.18, são explicitados os valores das forças de corte e de avanço obtidos na simulação numérica para os diferentes ângulos de ataque.

**Tabela 4.18:** Forças de corte e de avanço registadas na simulação numérica, para os diferentes ângulos de ataque.

	<b>ngulo de ataque (°)</b>						
	<b>-10</b>	<b>-6</b>	<b>-2</b>	<b>0</b>	<b>2</b>	<b>4</b>	<b>6</b>
<b>Forças de corte (N)</b>	140	135	123	125	122	125	115
<b>Forças de avanço (N)</b>	125	115	95	93	90	77	75

Na Figura 4.26, é mostrado o gráfico com os valores das forças de corte e de avanço obtidas na simulação numérica em função do ângulo de ataque utilizado. É

possível verificar a diminuição as forças de corte e de avanço, à medida que se usam ângulos de ataque cada vez maiores.



**Figura 4.26:** Forças de corte e de avanço registadas por simulação numérica, em função do ângulo de ataque utilizado.

Tendo em consideração o trabalho de simulação numérica e de validação desenvolvido, pode sintetizar-se o seguinte:

- As simulações numéricas executadas para velocidades de corte crescentes, apresentaram valores de temperatura máxima na ferramenta de corte inferiores aos obtidos experimentalmente por Varma et al. (2004), com um erro relativo inferior a 11%, e com uma média de 9,9%. Foi previsto um comportamento dos valores das temperaturas com a variação da velocidade de corte, semelhante ao observado experimentalmente.
- Para os testes executados com diferentes avanços, foram previstas temperaturas máximas na ferramenta inferiores às registadas pelos autores, apresentando um erro relativo inferior a 20,7%, e uma média de 11%. Os valores experimentais da temperatura apresentam um crescimento com o aumento do avanço, que de igual modo foi verificado nas simulações numéricas, mas com uma dependência superior.
- As simulações numéricas executadas para os testes de ângulos de ataque crescentes, apresentam valores de temperatura dentro da gama dos valores obtidos experimentalmente, com um erro relativo inferior a 13%, e com média de 6,5%. Assim como os valores experimentais, previu-se na simulação numérica que as temperaturas convergem para um valor mínimo num dado ângulo de ataque.
- Os autores observaram que para um ângulo de ataque de  $-2^\circ$  se obtém o menor valor de temperatura máxima na ferramenta de corte, por outro lado, pelas simulações numéricas, foi para um ângulo de corte de  $2^\circ$  que se verificou o valor mínimo de temperatura.



- De acordo com a afirmação de Varma et al (2004), foi verificado a partir das simulações numéricas, que com a diminuição do ângulo de ataque, ocorreu um aumento do comprimento de contacto entre a apara e a ferramenta de corte, tornando a extracção de calor gerado no corte mais eficiente. Tal facto, justifica a obtenção na simulação numérica de um valor mínimo para a temperatura na ferramenta de corte para o ângulo de ataque de 2°, onde se registou o maior comprimento de contacto entre a apara e a ferramenta.
- Para valores de ângulo de ataque inferiores a 2°, verificou-se na simulação numérica, uma diminuição do comprimento de contacto aos 0°, e um aumento desse valor até aos -10°. Contudo, apesar desse aumento, registam-se os maiores valores de temperatura. Este fenmeno, referido por Varma et al. (2004), pode ter origem no aumento das forças de atrito causadas pelo fluxo da apara sobre a face de ataque da ferramenta de corte.

## 4.2 CORTE LUBRIFICADO E REFRIGERADO

Nesta secção são apresentados os resultados obtidos por simulação numérica para o corte lubrificado e refrigerado, que são posteriormente objecto de comparação com os dados experimentais recolhidos na literatura.

### 4.2.1 TEMPERATURA MÁXIMA NA FERRAMENTA DE CORTE

Hong & Ding (2001), estudaram a influência das condições de refrigeração e lubrificação na temperatura da peça e da ferramenta de corte. Levaram a cabo testes de torneamento ortogonal da liga Ti6Al4V para condições de corte a seco, corte com emulsão e corte com nitrogénio líquido.

Estas condições de maquinagem foram testadas para uma largura de corte de 1,27mm, um avanço de 0,254mm/rev e uma velocidade de corte de 90m/min, tendo sido registado o valor da máxima temperatura na ferramenta de corte. Recorrendo ao software ANSYS®, os autores também efectuaram simulações numéricas, para velocidades de corte de 60, 90, 120 e 150 m/min.

Neste trabalho, foram recriadas no AdvantEdge®, condições semelhantes às indicadas por Hong & Ding (2001). Os parâmetros utilizados pelos autores assim como os dados de entrada inseridos no software são mostrados na Tabela 4.19.

**Tabela 4.19:** Parâmetros utilizados por Hong & Ding (2001), assim como os dados de entrada inseridos no software.

	Parâmetros	FEM	Hong & Ding (2001)
Peça	Comprimento [L]	10mm	-
	Altura [h]	2mm	-
	Material	Ti6Al4V	Ti6Al4V
Ferramenta	Ângulo de ataque [a]	-5°	-5°
	Comprimento da face de ataque [q]	2mm	-
	Ângulo de saída [b]	5°	5°
	Comprimento da face de saída [p]	2mm	-
	Raio de gume [r]	10µm	10µm
	Material	Carb	Carb
Processo	Largura de corte [doc]	1,27mm	1,27mm
	Comprimento de corte [loc]	7mm	-
	Avanço [f]	0,254mm/rev	0,254mm/rev
	Velocidade de corte [V]	60; 90; 120; 150 m/min	90 m/min
	Coefficiente de atrito	0,54-0,4 / 0,5 / 0,32-0,21	0,54-0,4 / - / 0,32-0,21
	Fluido de corte	seco/emulsão/nitrogénio	seco/emulsão/nitrogénio
Simulação	Número máximo de nós	24000	-
	Máximo tamanho do elemento	0,1mm	-
	Mínimo tamanho do elemento	0,02mm	-
	Análise de tensões residuais	Desactivo	-

Nas simulações numéricas, tanto para o corte a seco como para o corte refrigerado com nitrogénio líquido, os valores estabelecidos para o coeficiente de



atrito foram os definidos pelos autores. Para o corte com emulsão, estabeleceu-se um valor para o coeficiente de atrito de 0,5.

Na Tabela 4.20, são mostrados os dados de entrada inseridos na simulação numérica, a temperatura inicial do fluido de corte, e o coeficiente de convecção. Definiu-se um raio de acção do refrigerante de 1mm na face de ataque da ferramenta de corte, onde ocorre contacto com a apara.

**Tabela 4.20:** Valores de temperatura do fluido e coeficiente de convecção estabelecidos no *AdvantEdge*<sup>®</sup>.

	Temperatura do fluido (°C)	Coeficiente de convecção (W/m <sup>2</sup> K)
<b>Emulsão</b>	20°	Uniforme – 8,75X10 <sup>4</sup>
<b>Nitrognio líquido</b>	-197°	-180°C – 2,327X10 <sup>4</sup> 650°C – 4,675X10 <sup>4</sup>

São mostrados na Tabela 4.21, os valores da temperatura máxima na ferramenta de corte, previstos pela simulação numérica executada neste trabalho, assim como os valores obtidos experimentalmente e previstos por simulação numérica por Hong & Ding (2001). O erro relativo apresentado na Tabela 4.21 indica o desvio entre os valores experimentais e os previstos com o *AdvantEdge*<sup>®</sup>.

**Tabela 4.21:** Valores da temperatura máxima na ferramenta de corte, obtidos experimentalmente e por simulação numérica por Hong & Ding (2001), assim como os previstos neste trabalho por simulação numérica com o *AdvantEdge*<sup>®</sup>.

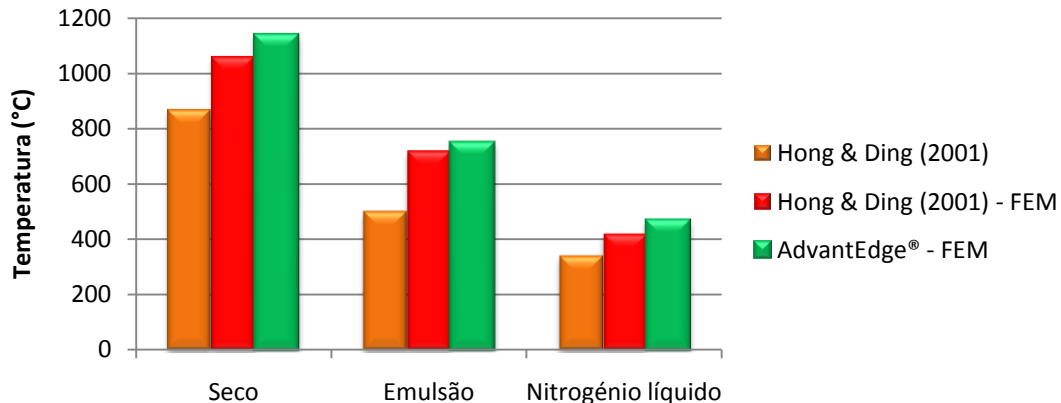
		Velocidade de corte (m/min)			
		60	90	120	150
<b>Seco</b>	Hong & Ding (2001) (°C)	-	865	-	-
	Hong & Ding (2001) - FEM (°C)	810	1060	1200	1280
	AdvantEdge <sup>®</sup> - FEM (°C)	1000	1140	1190	1300
	Erro relativo (%)	-	31,8	-	-
<b>Emulsão</b>	Hong & Ding (2001) (°C)	-	500	-	-
	Hong & Ding (2001) - FEM (°C)	-	720	-	-
	AdvantEdge <sup>®</sup> - FEM (°C)	640	740	820	910
	Erro relativo (%)	-	48	-	-
<b>Nitrognio Líquido</b>	Hong & Ding (2001) (°C)	-	340	-	-
	Hong & Ding (2001) - FEM (°C)	320	420	510	620
	AdvantEdge <sup>®</sup> - FEM (°C)	380	470	580	620
	Erro relativo (%)	-	38,2	-	-

Para todas as condições de corte testadas, os valores experimentais obtidos pelos autores são inferiores aos obtidos por simulação numérica.

Os resultados obtidos no *AdvantEdge*<sup>®</sup>, para as três condições de corte com velocidade de corte de 90m/min, indicam um valor de temperatura superior aos dados experimentais. Apresentam um valor de 1140°C, com um erro relativo de 31% para o corte a seco; 740°C de temperatura com um erro relativo de 48% para o corte

com emulsão; e 470°C de temperatura, com erro relativo de 38,2% para o corte com nitrogénio líquido. Os valores obtidos por simulação numérica FEM por Hong & Ding (2001) apresentam um menor desvio em relação aos valores experimentais.

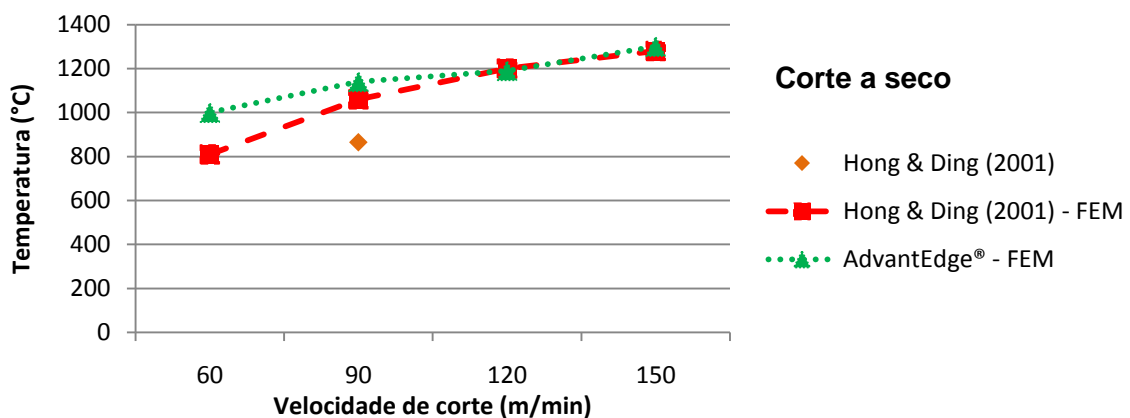
Na Figura 4.27 são mostrados os valores de temperatura máxima na ferramenta de corte para as três condições de corte testadas, para uma velocidade de corte de 90m/min.



**Figura 4.27:** Valores de temperatura máxima na ferramenta de corte registados experimentalmente por Hong & Ding (2001), assim como os previstos por simulação numérica levadas a cabo pelos autores e por este trabalho ( $f=0,254\text{mm/rev}$ ;  $L=1,27\text{mm}$ ;  $V_c=90\text{m/min}$ ).

Com os valores apresentados pelos autores e com os previstos neste trabalho por simulação numérica, é possível verificar que o uso de emulsão permitiu diminuir aproximadamente em 1/3 o valor da temperatura máxima da ferramenta de corte no torneamento a seco. O uso de nitrogénio líquido permitiu diminuir o valor da temperatura em 2/3.

Para os testes de corte a seco, os valores de temperatura obtidos por simulação numérica com o *AdvantEdge*® apresentam um crescimento mais atenuado com o aumento da velocidade de corte, do que os verificados por Hong & Ding (2001), Figura 4.28. Verificam-se semelhanças nos resultados das simulações numéricas FEM para velocidades de corte superiores a 120m/min.

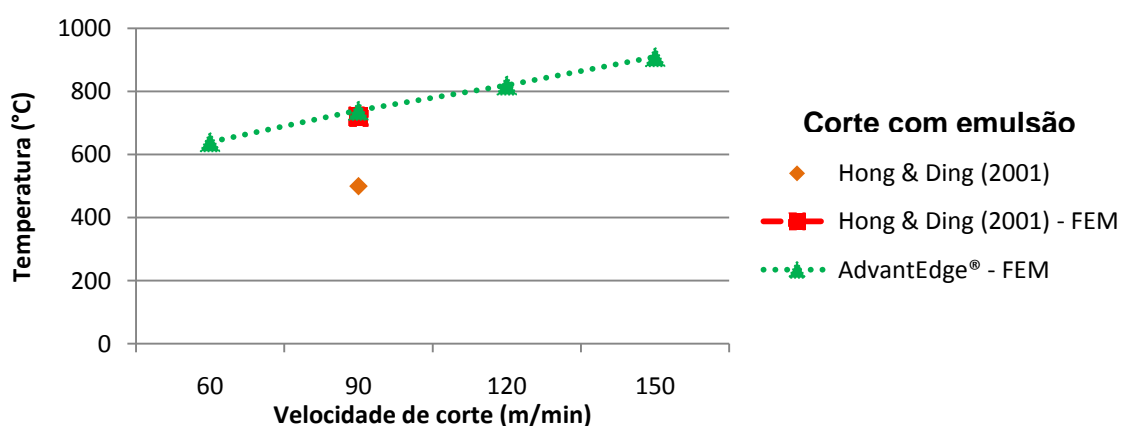


**Figura 4.28:** Temperatura máxima na ferramenta de corte em função da velocidade de corte, para a maquinagem a seco de Ti6Al4V, ( $f=0,254\text{mm/rev}$ ;  $L=1,27\text{mm}$ ).

Na Figura 4.29, são apresentados os valores de temperatura no corte com emulsão da liga Ti6Al4V, obtidos com o *AdvantEdge*<sup>®</sup>. São também mostrados os valores obtidos por simulação numérica e por meio experimental por Hong & Ding (2001), para uma velocidade de corte de 90m/min.

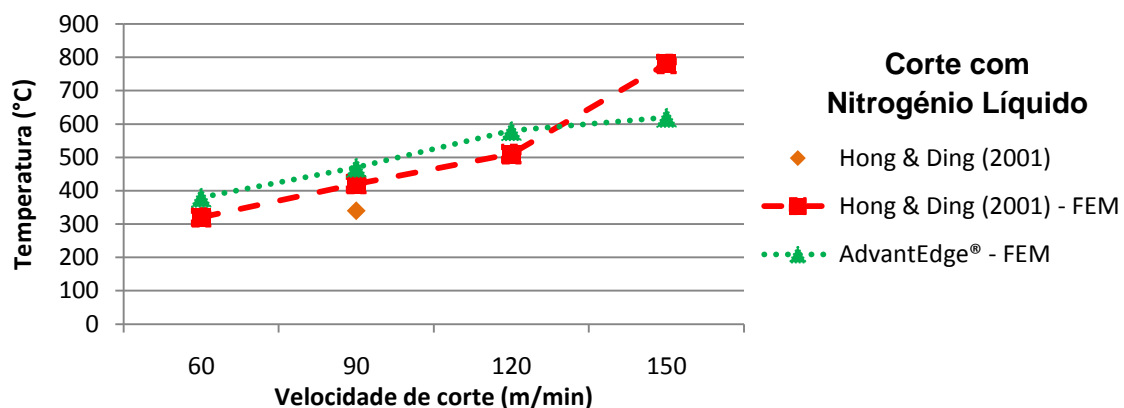
No *AdvantEdge*<sup>®</sup>, para a velocidade de corte de 90m/min, a temperatura máxima prevista na ferramenta de corte assemelha-se ao valor previsto pelos autores. Contudo, ambas as previsões apresentam um desvio em relação ao valor obtido experimentalmente.

Os testes de simulação numérica executados no *AdvantEdge*<sup>®</sup> para velocidades de corte crescentes revelam um crescimento da temperatura máxima na ferramenta de corte.



**Figura 4.29:** Temperatura máxima na ferramenta de corte em função da velocidade de corte, para a maquinam com emulsão de Ti6Al4V, ( $f=0,254\text{mm/rev}$ ;  $L=1,27\text{mm}$ ).

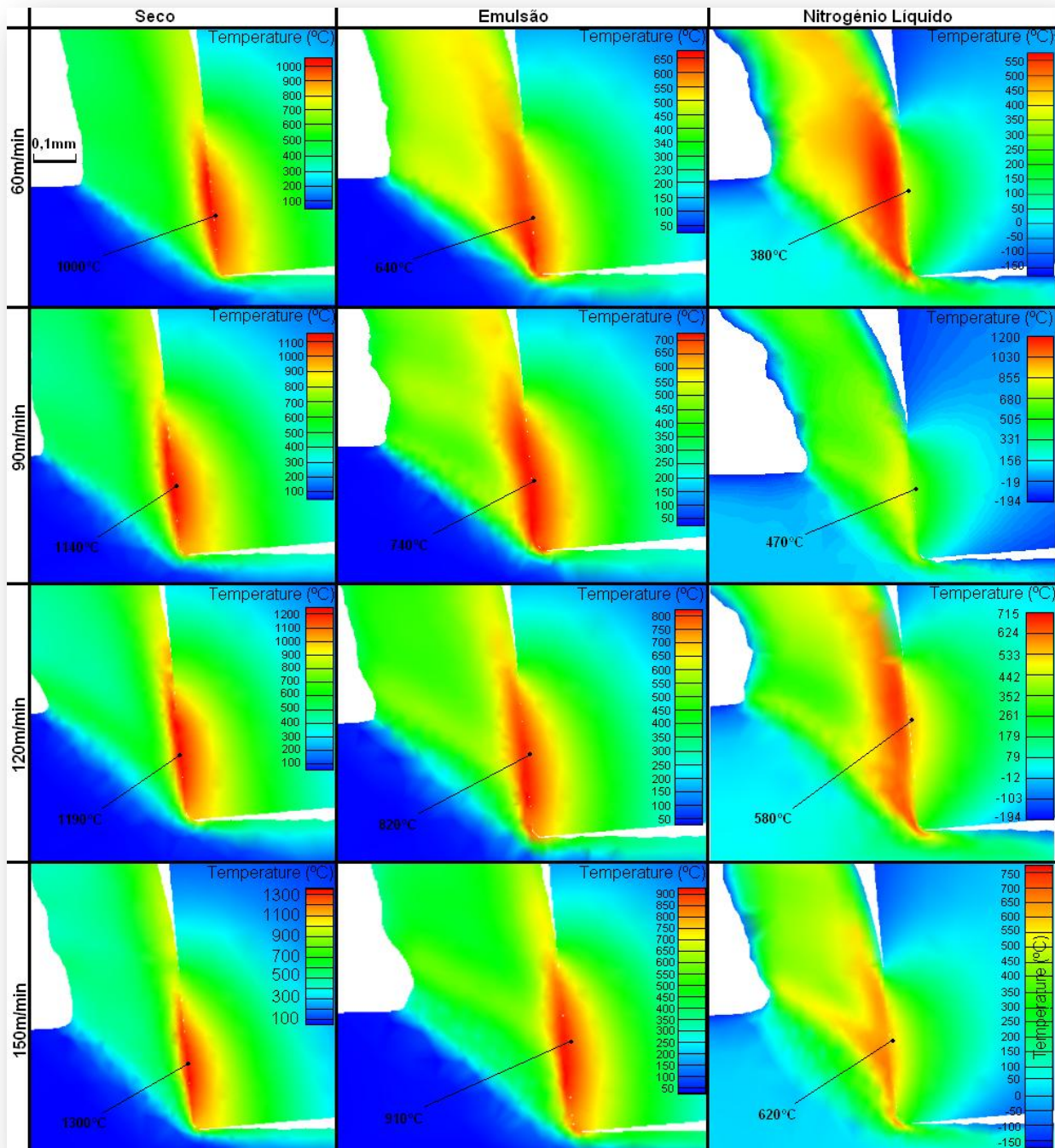
No torneamento refrigerado com nitrognio líquido, os valores de temperatura obtidos pelo *AdvantEdge*<sup>®</sup>, são inferiores aos registados em anteriores condições de corte. Na gama de velocidades de corte de 60 a 120m/min verifica-se uma boa concordância destes valores com os obtidos numericamente por Hong & Ding (2001), Figura 4.30.



**Figura 4.30:** Temperatura máxima na ferramenta de corte em função da velocidade de corte, para a maquinam com nitrognio líquido de Ti6Al4V, ( $f=0,254\text{mm/rev}$ ;  $L=1,27\text{mm}$ ).

Comparativamente com os testes experimentais levados a cabo pelos autores, para a velocidade de corte de 90m/min, os valores previstos nas simulações numéricas são de maior magnitude, contudo situam-se abaixo dos 500°C.

Por fim são apresentadas na Figura 4.31, as previsões para a distribuição da temperatura obtidas pelas simulações numéricas FEM realizadas neste trabalho.



**Figura 4.31:** Previsão da distribuição da temperatura pelo *AdvantEdge*<sup>®</sup>, para o corte a seco, o corte com emulsão e para o corte refrigerado com nitrogénio líquido para diferentes velocidades de corte testadas.

Tanto para o corte a seco como para o corte com emulsão, verifica-se a concentrao de elevados valores de temperatura na face de ataque da ferramenta. Com o aumento da velocidade de corte, regista-se o aumento do valor das temperaturas, com uma área de influência cada vez mais concentrada na ferramenta de corte. Prevê-se também, que a aplicao de emulsão permita uma maior remoo do calor gerado no corte, reduzindo assim as temperaturas envolvidas.

Para o corte refrigerado com nitrognio líquido, a região de maior concentrao de temperatura localiza-se na apara, mais propriamente na zona de contacto com a ferramenta de corte. No interior da apara registam-se elevadas temperaturas que sugerem a ocorrência de remoo do calor por este meio.

Sujeita à refrigerao por nitrognio líquido, a ferramenta  salvaguardada das elevadas temperaturas, sendo registada uma reduo de 50% dos valores obtidos no corte a seco, para todas as velocidades de corte.

Tendo em considerao o trabalho de simulao numérica e de validao desenvolvido, pode sintetizar-se o seguinte:

- A partir dos testes experimentais (com velocidade de corte de 90m/min), Hong & Ding (2001) verificaram uma considerável reduo da temperatura na ferramenta de corte com o uso de emulsão, diminuindo de 865°C do corte a seco para 500°C. Contudo, através da simulao numérica pelo software ANSYS<sup>®</sup>, os autores obtiveram um valores de temperatura consideravelmente superiores, de cerca de 1060°C para o corte a seco e 720°C para o corte com emulsão.
- As simulao numéricas levadas a cabo neste trabalho, apresentaram valores de temperatura superiores aos obtidos pelos autores, quer por meio experimental quer por simulao numérica, para uma velocidade de corte de 90m/min. Apresentam para o corte a seco um valor de 1140°C com erro relativo de 31,8%, e para o corte com emulsão 740°C, com um erro relativo de 48%, mostrando de igual forma uma reduo significativa da temperatura com a aplicao de emulsão.
- Hong & Ding (2001) verificaram que a aplicao de nitrognio líquido no torneamento da liga Ti6Al4V para uma velocidade de corte de 90m/min, permitiu diminuir a temperatura para os 340°C, a simulao numérica por eles executada apresentou um valor de 420°C. Com o *AdvantEdge*<sup>®</sup>, foi possível prever para estas condio de corte uma temperatura de 470°C, com um erro relativo de 38,2%, confirmando a elevada capacidade de remoo de calor por parte do nitrognio líquido.

- Com as simulações numéricas executadas com o *AdvantEdge*® para o corte lubrificado e refrigerado, foi possível verificar uma efectiva remoção do calor gerado pelo corte, resultando na diminuição do calor que se concentra na face de ataque da ferramenta. Assim como verificado experimentalmente pelos autores, verificou-se a eficácia da aplicação de refrigeração criogénica na maquinagem da liga Ti6Al4V.

### 4.3 ANÁLISE DAS TENSÕES RESIDUAIS

Executaram-se simulações numéricas para prever as tensões residuais de uma peça em Ti6Al4V, após o torneamento ortogonal com ferramentas em carboneto K10. Para tal, foram recriados os testes levados a cabo por Hughes et al. (2005), onde se utilizaram avanços de 0,25 e 0,4mm/rev, velocidade de corte de 120m/min e largura de corte de 1mm. Os autores registaram os valores das tensões residuais para a direcção de corte (XX) e direcção de avanço (YY).

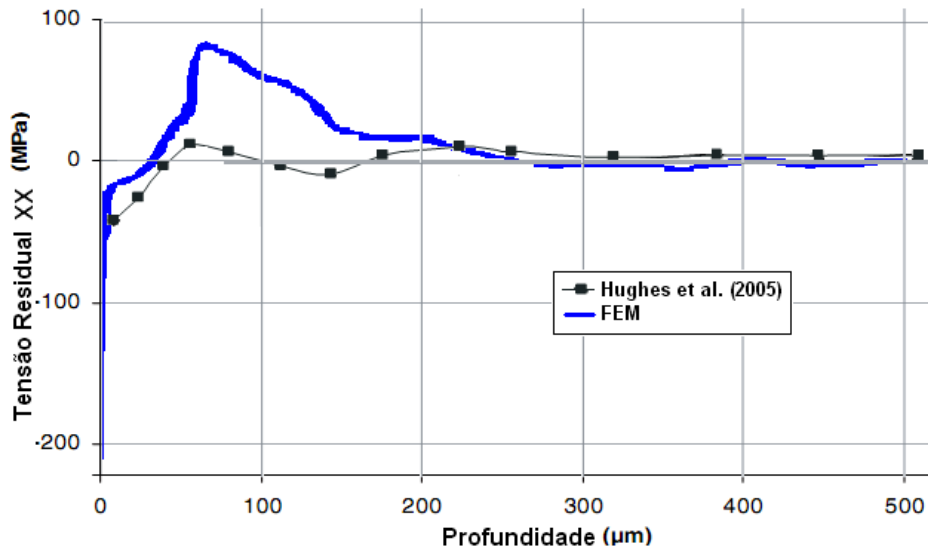
Na Tabela 4.22 encontram-se os parâmetros de corte usados pelos autores assim como os dados de entrada definidos na simulação numérica.

**Tabela 4.22:** Parâmetros utilizados por Hughes et al. (2005) e dados de entrada inseridos no software.

Parâmetros		FEM	Hughes et al. (2005)
Peça	Comprimento [L]	8mm	-
	Altura [h]	2mm	-
	Material	Ti6Al4V	Ti6Al4V
Ferramenta	�ngulo de ataque [a]	21�	21�
	Comprimento da face de ataque [q]	2mm	-
	ângulo de saída [b]	6�	6�
	Comprimento da face de saída [p]	2mm	-
	Raio de gume	20�m	20�m
	Material	Carb K	Carb K10
Processo	Largura de corte [doc]	1mm	1mm
	Comprimento de corte [loc]	8mm	-
	Avanço [f]	0,25; 0,4 mm/rev	0,25; 0,4 mm/rev
	Velocidade de corte [V]	120m/min	120m/min
	Coeficiente de atrito	0,5	-
	Fluido de corte	seco	seco

A partir das simulações numéricas, registaram-se para os testes com avanço de 0,25mm/rev, tensões tractivas na direcção de corte para uma profundidade entre 40 e 260 m, atingindo um valor máximo de +81MPa aos 62 m de profundidade. A partir de 260 m de profundidade verificam-se valores de tensão próximos de 0MPa.

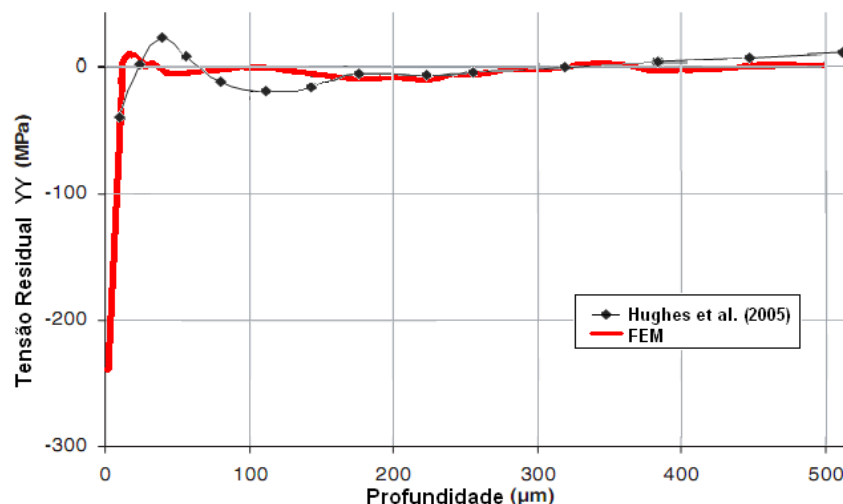
Os valores experimentais contrariam os resultados obtidas nas simulações numéricas, onde os autores registam tensões residuais tractivas de baixa magnitude (+10MPa) para o intervalo de profundidade entre 40 e 100 m. Entre 100 e 170 m verificam-se tensões compressivas, que aos 170 m assumem novamente tensões tractivas, com valores máximos de +14MPa, aproximando-se de 0MPa com o aumento da profundidade da peça, Figura 4.32.



**Figura 4.32:** Tensões residuais para a direcção do corte (XX) obtidas experimentalmente por Hughes et al. (2005) e previstas por simulação numérica FEM, para um avanço de 0,25mm/rev.

As tensões residuais registadas na direcção de avanço, obtidas na simulação numérica para testes com avanço de 0,25mm/rev, registaram tensões tractivas num intervalo entre 10 e 40μm de profundidade com valores máximos de +12MPa. Com o aumento da profundidade os valores assumem uma tensão próxima de 0MPa.

Os dados experimentais revelam uma maior semelhança com os previstos, apresentam tensões tractivas num curto intervalo entre 31 e 71μm de profundidade com um valor máximo de +22MPa. Após os 71μm os autores registam tensões compressivas que se aproximam de 0MPa com o aumento da profundidade da peça, Figura 4.33.

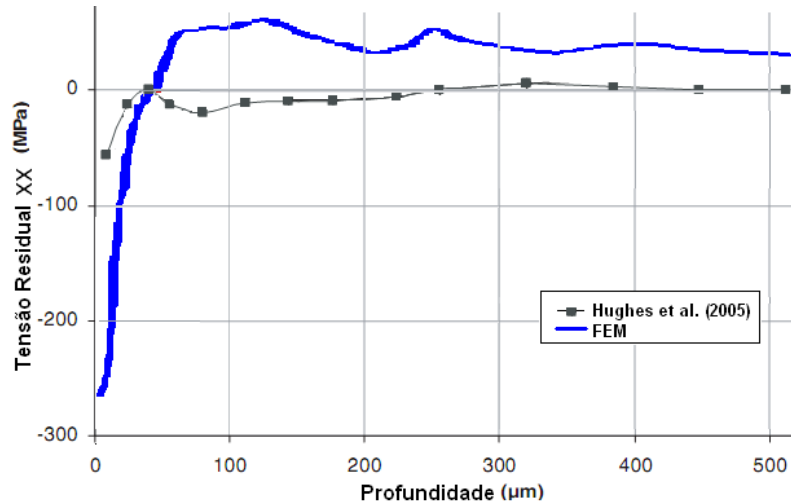


**Figura 4.33:** Tensões residuais para a direcção do avanço (YY) obtidas experimentalmente por Hughes et al. (2005) e previstas por simulação numérica FEM, para um avanço de 0,25mm/rev.

A partir das simulações executadas para avanços de 0,4mm/rev, registaram-se no sentido de corte, tensões residuais tractivas em toda a profundidade da peça



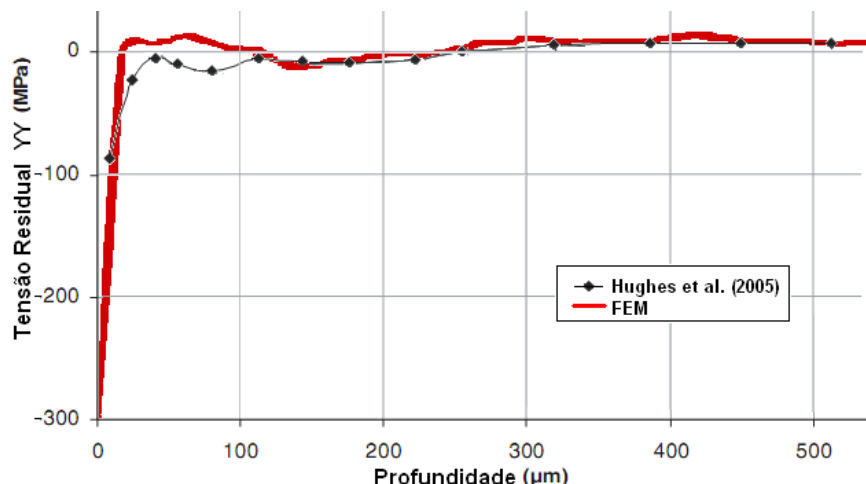
após os 45 $\mu\text{m}$ , registando-se um valor máximo de +73MPa. Os resultados experimentais registados pelos autores não correspondem às previsões obtidas por simulação numérica FEM, onde a curva apresenta tensões residuais compressivas aproximando-se de 0MPa após os 260 $\mu\text{m}$  de profundidade da peça, Figura 4.34.



**Figura 4.34:** Tensões residuais para a direção do corte (XX) obtidas experimentalmente por Hughes et al. (2005) e previstas por simulação numérica FEM, para um avanço de 0,4mm/rev.

No sentido do avanço, prevêem-se na simulação numérica FEM, tensões residuais com reduzido desvio relativamente às registadas experimentalmente por Hughes et al. (2005). Prevêem-se tensões tractivas inferiores a +27MPa entre 21 e 124 $\mu\text{m}$  de profundidade. Nesse mesmo intervalo, os autores registam tensões residuais compressivas de valor inferior a -22MPa.

Para profundidades acima de 124 $\mu\text{m}$ , é verificada uma concordância dos valores previstos com os experimentais, Figura 4.35.



**Figura 4.35:** Tensões residuais para a direção do avanço (YY) obtidas experimentalmente por Hughes et al. (2005) e previstas por simulação numérica FEM, para um avanço de 0,4mm/rev.

Tendo em consideração o trabalho de simulação numérica e de validação desenvolvido, pode sintetizar-se o seguinte:

- Para ambos os avanços, as tensões residuais na direcção de corte, quer previstas por simulação numérica FEM, quer obtidas experimentalmente por Hughes et al. (2005), revelam valores compressivos desde a superfície até a uma profundidade de cerca de 40 $\mu$ m. A partir daí os resultados obtidos por simulação numérica revelam tensões tractivas de elevada magnitude, enquanto os resultados experimentais mostram tensões residuais próximas de 0MPa
- Na direcção de avanço, as tensões residuais obtidas quer numericamente quer experimentalmente, para ambos os avanços, entre 0 e 20 $\mu$ m de profundidade são de natureza compressiva. Entre os 20 e os 150 $\mu$ m de profundidade registam-se para os valores experimentais e numéricos, pequenas oscilações da natureza da tensão residual. Para profundidades superiores, as tensões residuais em ambos os casos, estabilizam para valores próximos de 0MPa.
- Verificam-se melhores aproximações nos resultados obtidos para a direcção de avanço, quer em magnitude, quer em tendência.

#### 4.4 CORTE TRIDIMENSIONAL

Nesta secoo soo apresentados os dados obtidos por simulao numérica do torneamento tridimensional do titânio e suas ligas. Para a validao experimental do modelo de elementos finitos, soo apresentados os dados publicados na literatura, obtidos por meio experimental do torneamento de titânio comercialmente puro (grau 2) e da liga Ti6Al6V2Sn.

##### 4.4.1 FORÇA TANGENCIAL, RADIAL E AXIAL

Li & Shih, (2005) levaram a cabo testes de torneamento para o titânio comercialmente puro (grau 2), para velocidades de corte de 24,4 a 195m/min, avanços de 0,254 e 0,381mm/rev e largura de corte de 1,02mm. Nesses testes, foram medidas as três componentes de força envolvidas na maquinaem, sendo elas a força tangencial ( $F_x$ ), a força radial ( $F_y$ ) e a força axial ( $F_z$ ). Na Tabela 4.23 estoo explicitados os parâmetros de corte usados pelos autores assim como os dados de entrada definidos na simulao numérica FEM.

**Tabela 4.23:** Parâmetros utilizados por Li & Shih, (2005), e dados de entrada inseridos no *AdvantEdge*<sup>®</sup>.

Parâmetros		FEM	Li & Shih (2005)
Peça	Comprimento [L]	16mm	-
	Altura [h]	2mm	-
	Material	Ti Cp (grau 2)	Ti Cp (grau 2)
Ferramenta	[ $\lambda$ ; $\gamma_o$ ; $\alpha_o$ ; $\lambda'$ ; $X$ ; $X'$ ; $r$ ]	[ 0 ; 5 ; 6 ; 0 ; 0 ; 60 ; 0,8 ]	[ 0 ; 5 ; 6 ; 0 ; 0 ; 60 ; 0,8 ]
	Inserto	T - triangular	T - triangular
	ângulo de saída	P – 11°	P – 11°
	Raio de gume	20 $\mu$ m	20 $\mu$ m
	Material	Carb.	Carb.
Processo	Largura de corte [doc]	1,02mm	1,02mm
	Comprimento de corte [loc]	16mm	-
	Avanço [f]	0,254; 0,381 mm/rev	0,254; 0,381 mm/rev
	Velocidade de corte [V]	24,4; 48,8; 97,5; 195 m/min	24,4; 48,8; 97,5; 195 m/min
	Coefficiente de atrito	0,5	-
	Fluido de corte	seco	seco

Para além do teste experimental, os autores executaram um conjunto de simulaoes numéricas FEM com o *AdvantEdge4.5*<sup>®</sup> de forma a validar as previsoes obtidas pelo software. Neste trabalho executaram-se simulaoes numéricas com a actual verso do software, *AdvantEdge5.5*<sup>®</sup>.

Na Tabela 4.24 estoo mostrados os valores das forças obtidas experimentalmente e numericamente por Li & Shih (2005) assim como os obtidos por simulao numérica neste trabalho.

**Tabela 4.24:** Valores da força tangencial, da força radial e da força axial obtidos por Li & Shih (2005), e obtidos por simulação numérica para a liga Ti Cp (grau 2).

Avanço (mm/rev)		0,254				0,381			
Velocidade de corte (m/min)		22,4	48,8	97,5	195	22,4	48,8	97,5	195
Força Tangencial (Fx)	Li & Shih (2005) (N)	400	375	365	345	558	538	510	445
	Li & Shih (2005) FEM (N)	335	320	310	307	446	421	418	413
	AdvantEdge (N)	339	325	324	320	510	490	500	490
	erro relativo (%)	16,8	13,3	11,2	7,28	10,4	9,8	1,9	10,1
Força radial (Fy)	Li & Shih (2005) (N)	55	63	70	55	112	98	80	68
	Li & Shih (2005) FEM (N)	71	67	73	66	80	79	73	61
	AdvantEdge (N)	70	70	70	70	100	88	81	77
	erro relativo (%)	27,3	11,1	0	27,3	10,7	14,3	1,3	14,7
Força axial (Fz)	Li & Shih (2005) (N)	45	47	50	36	88	72	60	55
	Li & Shih (2005) FEM (N)	29	27	40	27	59	54	45	43
	AdvantEdge (N)	50	48	44	43	75	64	60	50
	erro relativo (%)	11,1	2,1	12	19,4	14,8	11,1	0	9,1

Os valores obtidos nas simulações numéricas levadas a cabo neste trabalho apresentam, em geral, uma maior aproximação dos valores experimentais do que os previstos pelos autores com a anterior versão do *AdvantEdge*®.

Através das simulações numéricas executadas neste trabalho, foram previstos valores de forças tangenciais inferiores aos experimentais, obtendo-se um erro relativo inferior a 16,8%, com média de 12% para avanços de 0,254mm/rev, e média de 8% para avanços de 0,381mm/rev.

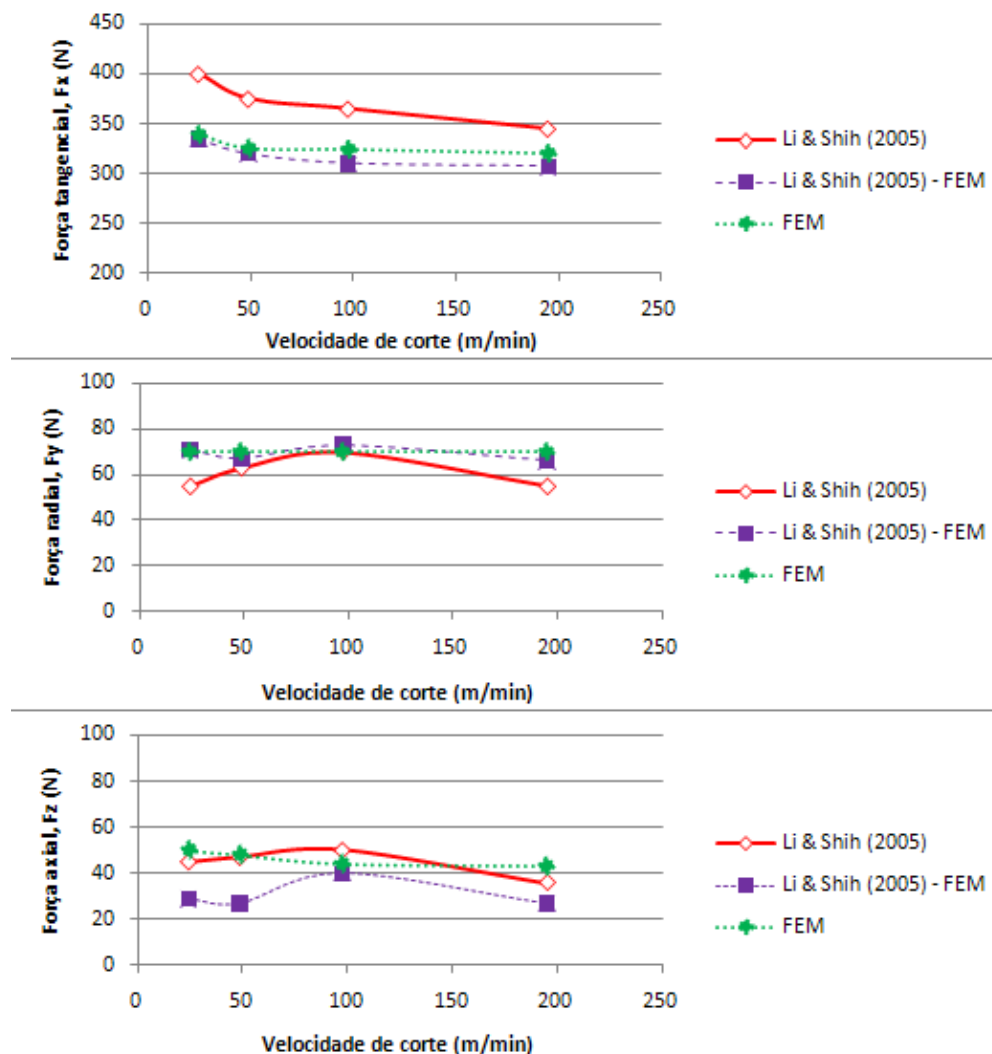
As previsões para as forças radiais, revelaram um erro relativo com um valor máximo de 27,3%, com uma média de 16,4% para avanços de 0,254mm/rev, e uma média de 10,2% para avanços de 0,381mm/rev. Para as forças axiais, verifica-se um erro relativo inferior a 19,4%, com média de 11,2% para avanços de 0,254mm/rev, e média de 8,7% para avanços de 0,381mm/rev.

De seguida são apresentados os gráficos dos valores das forças envolvidas no torneamento 3D em função da velocidade de corte, para avanços de 0,254mm/rev, Figura 4.36, e para avanços de 0,381mm/rev, Figura 4.37. Os dados presentes nos gráficos são obtidos por simulação numérica realizada neste trabalho, por simulações numéricas e trabalho experimental realizado por Li & Shih (2005).

Para avanços de 0,254mm/rev verificou-se que as forças tangenciais registadas experimentalmente diminuem com o aumento da velocidade de corte. Os valores previstos nas simulações numéricas aqui executadas revelam uma ligeira tendência de diminuição com o aumento da velocidade de corte, apresentando um desvio inferior dos valores experimentais em relação aos resultados obtidos por simulação numérica feitas por Li & Shih (2005).

Para as forças radiais e axiais, os registos experimentais mostram um aumento da sua magnitude com o aumento da velocidade de corte, atingindo um valor

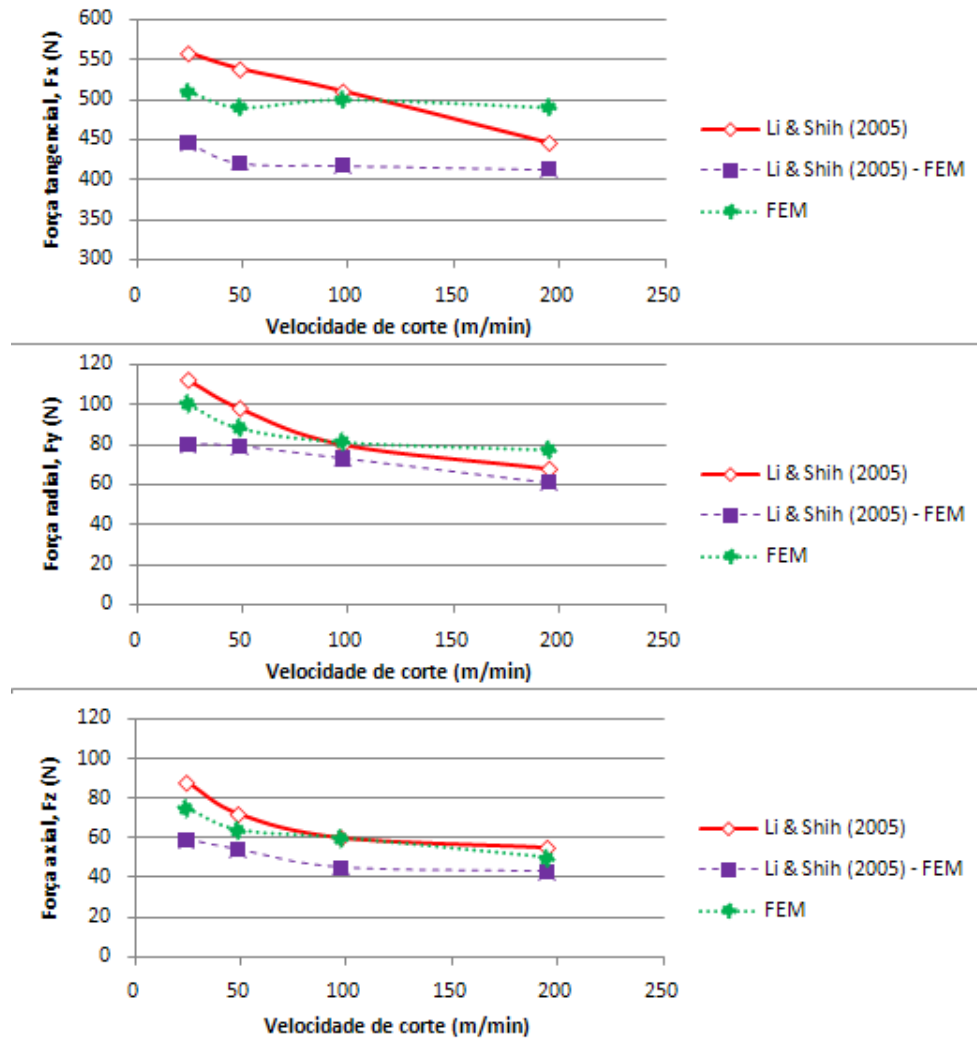
máximo aos 97,5m/min e diminuindo o seu valor posteriormente. As simulações numéricas realizadas neste trabalho mostram um comportamento menos dependente com a velocidade de corte, contudo os valores registados apresentam baixos desvios com os dados experimentais.



**Figura 4.36:** Valores das forças tangenciais, radiais e axiais para o torneamento tridimensional com avanço de 0,254mm/rev.

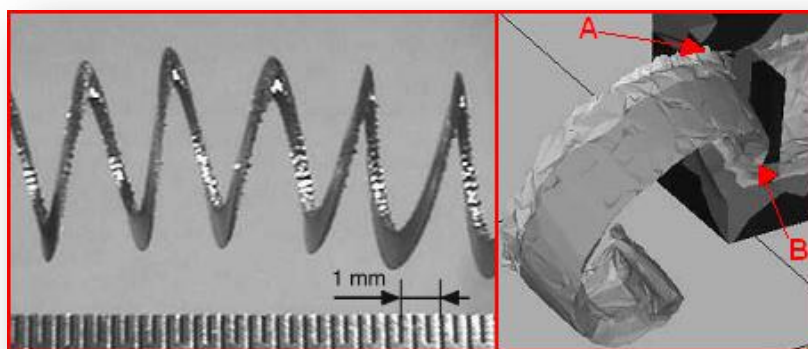
Para avanços de 0,381mm/rev, as forças tangenciais registadas experimentalmente diminuem com o aumento da velocidade de corte. Os valores previstos neste trabalho revelam uma maior proximidade dos valores experimentais, relativamente aos previstos numericamente pelos autores, contudo mostram pouca dependência com o aumento das velocidades de corte.

Para as forças radiais e axiais, os valores obtidos por simulação numérica apresentam um comportamento de maior semelhança com os dados experimentais. As previsões obtidas neste trabalho apresentam em geral uma maior proximidade com os valores experimentais.



**Figura 4.37:** Valores das forças tangenciais, radiais e axiais para o torneamento tridimensional com avanço de 0,381mm/rev.

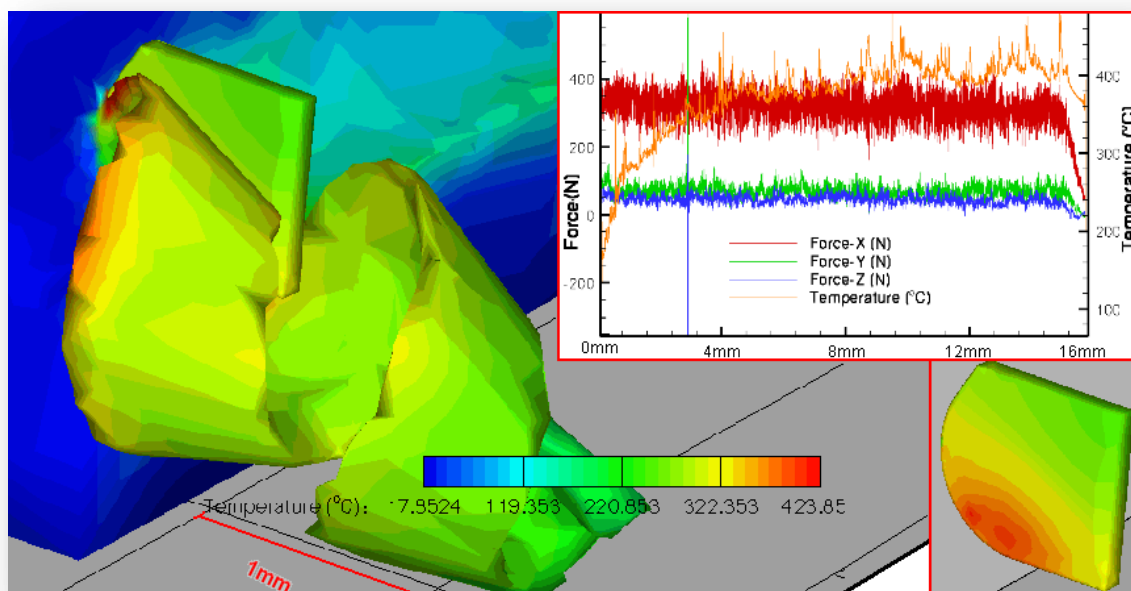
Nos testes experimentais, Li & Shih (2005) observaram a formação de apara helicoidal em gume, como mostrada na Figura 4.38, contudo, as simulações por eles executadas apresentaram uma apara em espiral. Os autores justificaram que a principal razão para tal discrepância é o facto de o corte ser modelado numa peça rectilínea, onde os valores de velocidade de corte nos pontos A e B (Figura 4.38) são os mesmos em toda a extensão da aresta de corte da ferramenta, ignorando assim o efeito de curvatura da peça.



**Figura 4.38:** Apara obtida no torneamento tridimensional com avanço de 0,254mm/rev, velocidade de corte de 48,8m/min e largura de corte de 1,02mm, por Li & Shih (2005).

Para todas as simulações numéricas aqui executadas, verificou-se a formação de uma apara tubular, que no entanto não corresponde à forma da apara obtida experimentalmente.

Na Figura 4.39 é apresentada a previsão obtida na simulação numérica da formação da apara no torneamento tridimensional com avanço de 0,254mm/rev, velocidade de corte de 48,8m/min e largura de corte de 1,02mm. Também se inclui o gráfico das forças envolvidas no corte assim como a temperatura máxima na ferramenta de corte.



**Figura 4.39:** Previsão da formação da apara, da distribuição da temperatura e forças envolvidas no corte, obtidas por simulação numérica com o *AdvantEdge*<sup>®</sup>.

Adicionalmente foi feita a comparação entre as previsões do valor máximo da temperatura de corte na ferramenta obtidas neste trabalho e por Li & Shih

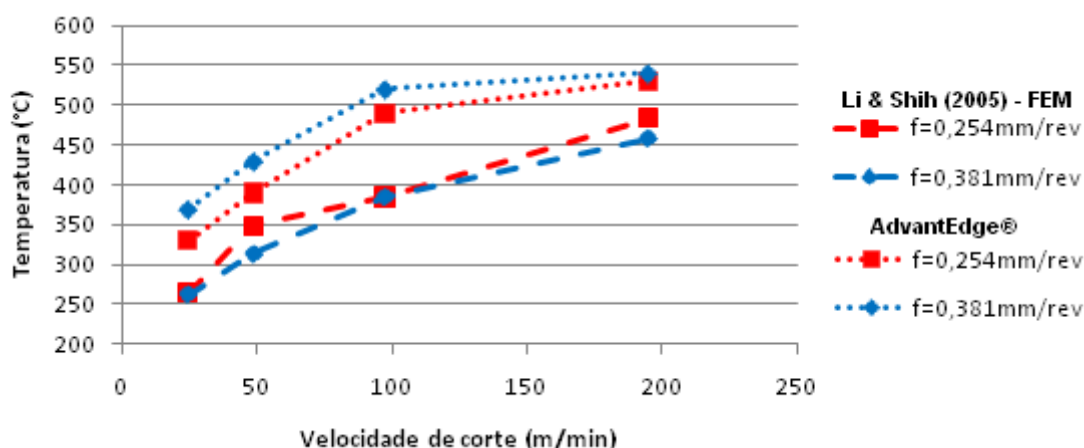
(2005), Tabela 4.25. Na Figura 4.40 é mostrado o gráfico desses valores em função da velocidade de corte.

**Tabela 4.25:** Valores máximos de temperatura na ferramenta de corte obtidos nas simulações numéricas executadas por Li & Shih (2005), e os obtidos neste trabalho.

Avanço (mm/rev)	0,254				0,381			
Velocidade de corte (m/min)	22,4	48,8	97,5	195	22,4	48,8	97,5	195
Li & Shih (2005) - FEM (°C)	265	349	385	484	262	313	385	459
AdvantEdge® - FEM (°C)	330	390	490	530	370	430	520	540

Pelas simulações numéricas levadas a cabo neste trabalho, regista-se uma tendência crescente da temperatura com o aumento da velocidade de corte. Verifica-se uma diminuição do crescimento da temperatura para valores de velocidade de corte superiores a 97,5m/min. O aumento do avanço de 0,254 para 0,381mm/rev, não afecta o comportamento dos valores de temperatura com o aumento da velocidade de corte, aumentando apenas a sua magnitude.

As simulações numéricas executadas por Li & Shih (2005) apresentam temperaturas inferiores às previstas neste trabalho, aumentando com o aumento da velocidade de corte.



**Figura 4.40:** Valores máximos de temperatura na ferramenta de corte obtidos nas simulações numéricas executadas por Li & Shih (2005), e os obtidos neste trabalho.

Tendo em consideração o trabalho de simulação numérica e de validação desenvolvido, pode sintetizar-se o seguinte:

- Tal como as previsões registadas por Li & Shih (2005), os valores de força no torneamento tridimensional obtidos por simulação numérica neste trabalho, apresentam em geral uma dependência pouco acentuada com a variação da velocidade de corte, contrastando com os valores experimentais.



- Das simulações numéricas levadas a cabo neste trabalho, por regra geral, são registadas forças com valores mais próximos aos obtidos experimentalmente, do que os previstos pelos autores, tendo uma magnitude inferior. Verificam-se erros relativos máximos de 16, 8% para as forças tangenciais, 27,3% para as forças radiais e 19,4% para as forças axiais.
- Nos testes experimentais, Li & Shih (2005) observaram a formação de apara helicoidal em gume, contudo nas simulações numéricas os autores previram a formação de uma apara em espiral. Nas simulações numéricas levadas a cabo neste trabalho previu-se a formação de uma apara tubular.

#### 4.4.2 TEMPERATURA MÁXIMA NA FERRAMENTA DE CORTE

Kitagawa et al. (1996) efectuaram um conjunto de testes de torneamento da liga Ti6Al6V2Sn, onde estudaram a influência da velocidade de corte, do avanço e do ângulo de inclinação da aresta de corte ( $\lambda$ ) na temperatura máxima na ferramenta. Os autores usaram ferramentas em carbonetos sinterizados com um ângulo de ataque e de s ida de 5 , para a execução de um corte oblíquo para diferentes ângulos de inclinação.

Os parâmetros usados pelos autores, assim como os dados de entrada definidos na simulação numérica realizada no presente trabalho são mostrados na Tabela 4.26.

**Tabela 4.26:** Parâmetros utilizados por Kitagawa et al. (1996) e dados de entrada inseridos no *AdvantEdge* .

Parâmetros		FEM	Kitagawa et al. (1996)
Peça	Comprimento [L]	6mm	-
	Altura [h]	2mm	-
	Material	Ti6Al6V2Sn	Ti6Al6V2Sn
Ferramenta	$\lambda$	0�; 30�; 52,2�	0�; 30�; 52,2�
	$\gamma_o$	5�	5�
	$\alpha_o$	5�	5�
	Raio de gume [r]	10�m	10�m
	Material	Carb K10	Carb K10
Processo	Largura de corte [doc]	2,5mm	2,5mm
	Comprimento de corte [loc]	6mm	-
	Avanço [f]	0,022; 0,1 mm/rev	0,022; 0,1 mm/rev
	Velocidade de corte [V]	50; 100; 200; 350 m/min	50; 100; 200; 350 m/min
	Coeficiente de atrito	0,5	-
	Fluido de corte	seco	seco

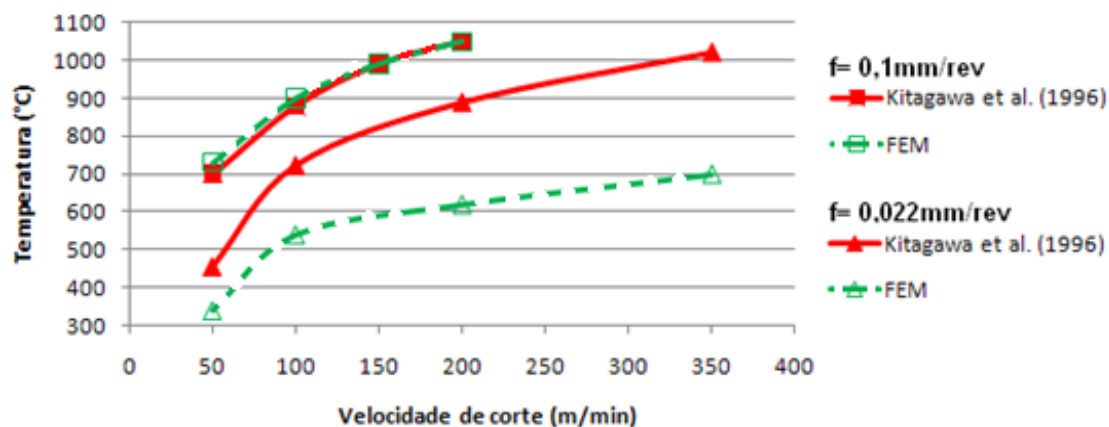
Em primeiro lugar são apresentados os resultados obtidos para o corte com inclinação nula ( $\lambda=0^\circ$ ), com avanços de 0,1 e 0,022mm/rev, que podem ser consultados na Tabela 4.27.

Para avanços de 0,1mm/rev, as previsões obtidas na simulação numérica apresentam uma boa aproximação aos valores de temperatura registados por meio experimental, com erros relativos inferiores a 4,3% e uma magnitude superior. Para testes com avanço de 0,022mm/rev registam-se erros relativos maiores, de valor inferior a 30,2%, onde as temperaturas assumem valores inferiores aos experimentais.

**Tabela 4.27:** Valores da temperatura máxima na ferramenta de corte, obtidos experimentalmente por Kitagawa et al. (1996), assim como os previstos por simulação numérica, para avanços de 0,1 e 0,022mm/rev.

		Velocidade de corte (m/min)			
		50	100	200	350
<b>f = 0,1mm/rev</b>	Kitagawa et al. (1996)	700	880	990	1050
	FEM	730	900	990	1050
	Erro relativo (%)	4,3	2,7	0	0
<b>f = 0,022mm/rev</b>	Kitagawa et al. (1996)	455	722	888	1020
	FEM	340	540	620	750
	Erro relativo (%)	25,3	25,2	30,2	26,4

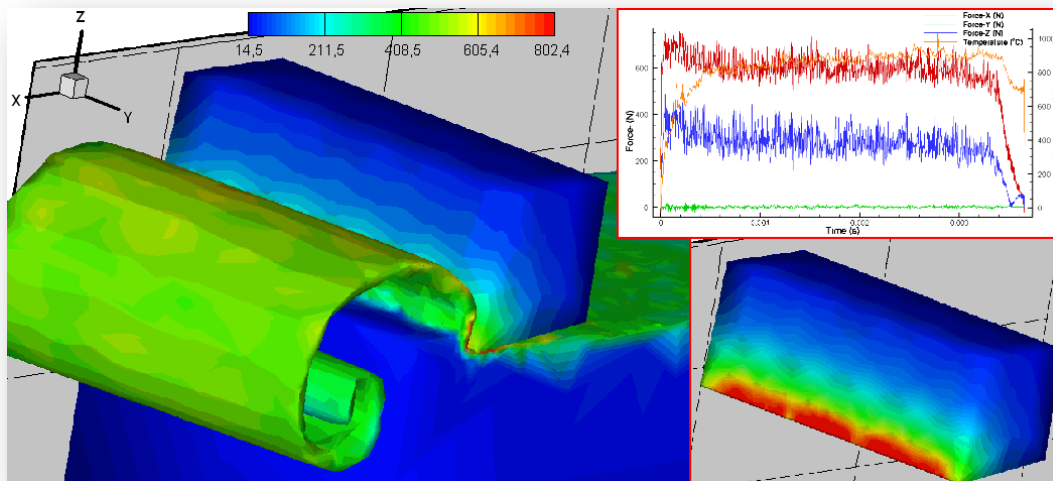
Pode-se constatar que os valores experimentais e os previstos por simulação numérica apresentam um comportamento semelhante com o aumento da velocidade de corte. Na Figura 4.41 é apresentado o gráfico da temperatura máxima na ferramenta de corte em função da velocidade de corte.



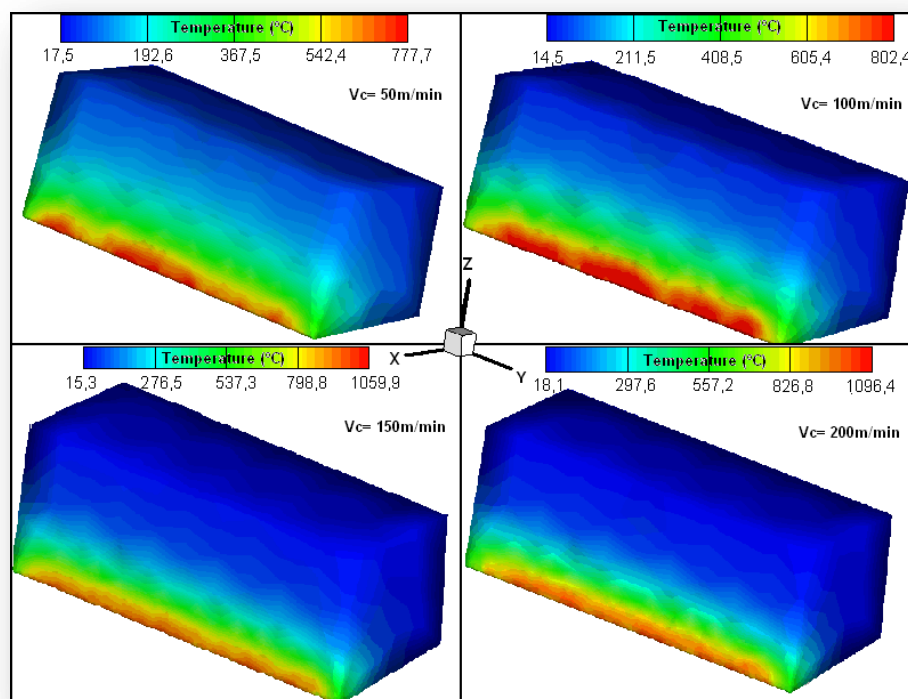
**Figura 4.41:** Valores de temperatura máxima na ferramenta de corte em função da velocidade de corte, para o torneamento de Ti6Al6V2Sn com avanços de 0,1 e 0,022mm/rev.

Na simulação numérica registou-se para todos os testes a formação de uma apara em espiral, com uma temperatura uniformemente distribuída entre os 300 e os 560°C.

Na Figura 4.42, a título de exemplo, são mostrados alguns dados retirados da simulação numérica para o torneamento com velocidade de corte de 100m/min, avanço de 0,1mm/rev e largura de corte de 2,5mm. É mostrada a formação da apara assim como a distribuição das temperaturas e as forças envolvidas no corte.  também apresentada na Figura 4.43, a distribuição da temperatura na ferramenta de corte, prevista nas simulações numéricas para diferentes velocidades de corte.



**Figura 4.42:** Simulação numérica da formação da apara, da distribuição da temperatura e das forças envolvidas no corte ( $V_c=100\text{m/min}$ ,  $f=0,1\text{mm/rev}$ ,  $L=2,5\text{mm}$ ).



**Figura 4.43:** Previsão da distribuição da temperatura na ferramenta de corte para diferentes velocidades de corte, ( $f=0,1\text{mm/rev}$ ,  $L=2,5\text{mm}$ ).

Para velocidades de corte iguais ou inferiores a 100m/min, verifica-se uma maior área de influência dos valores de temperatura mais elevados ao longo da aresta da ferramenta de corte. Acima dessa velocidade, os valores de temperatura máxima concentram-se numa menor área de influência.

Na Tabela 4.28 são apresentados os resultados obtidos da temperatura máxima de corte na ferramenta nos testes de simulação numérica para o corte da liga Ti6Al6V2Sn, com avanço de 0,022mm/rev, para diferentes ângulos de inclinação e velocidades de corte.

**Tabela 4.28:** Valores da temperatura máxima na ferramenta de corte, obtidos experimentalmente por Kitagawa et al. (1996), assim como os previstos por simulação numérica.

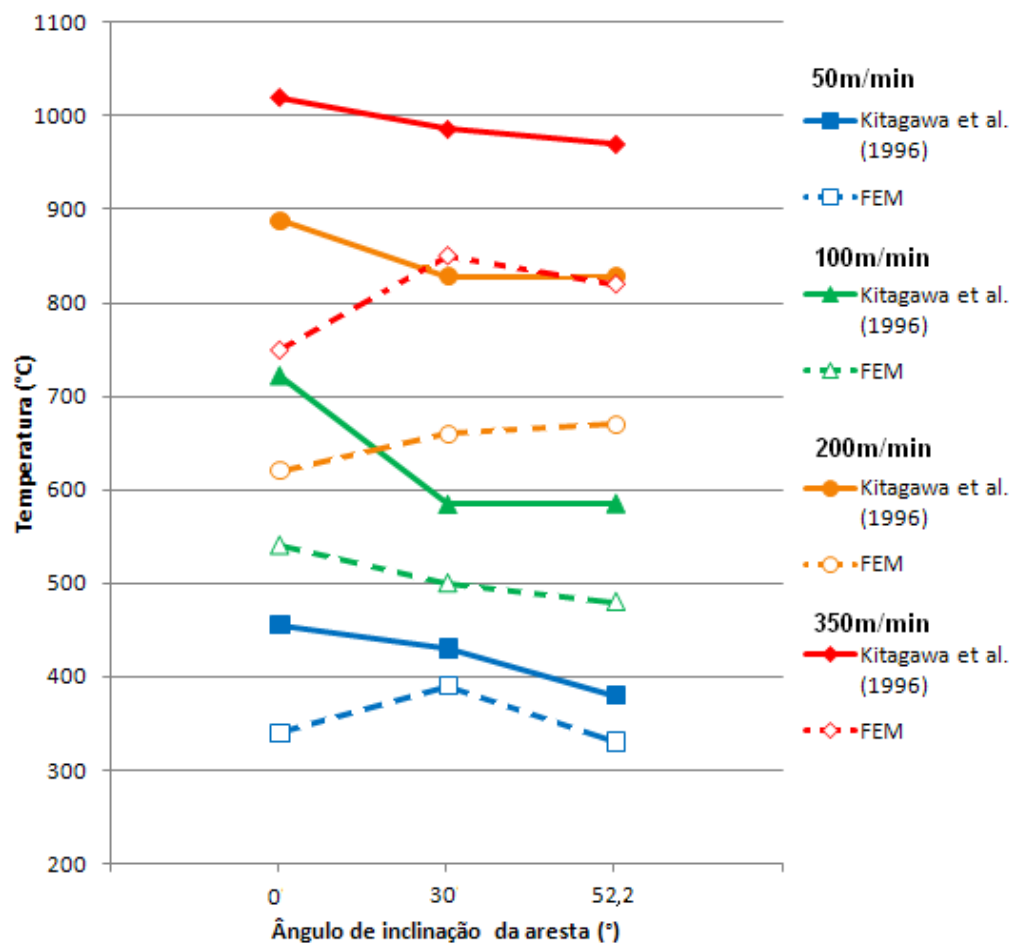
			Ângulo de inclinação ( $\lambda$ )		
			0°	30°	52,2°
Velocidade de corte (m/min)	50	Kitagawa et al. (1996)	455	430	380
		FEM	340	390	330
		Erro relativo (%)	25,3	9,3	13,2
	100	Kitagawa et al. (1996)	722	585	586
		FEM	540	500	460
		Erro relativo (%)	25,2	14,5	21,5
	200	Kitagawa et al. (1996)	888	828	828
		FEM	620	660	670
		Erro relativo (%)	30,2	20,3	19,17
	350	Kitagawa et al. (1996)	1020	986	970
		FEM	750	850	820
		Erro relativo (%)	26,4	13,8	15,5

As previsões obtidas para as temperaturas apresentam valores inferiores aos registados por meio experimental, com erros relativos inferiores a 30,2%, e uma média de 19,8%. Na Figura 4.44 é apresentado o gráfico dos valores da temperatura em função dos ângulos de inclinação, obtidos por simulação numérica, assim como os registados experimentalmente por Kitagawa et al. (1996).

Os autores registaram em todos os testes, uma diminuição dos valores de temperatura com o aumento do ângulo de inclinação.

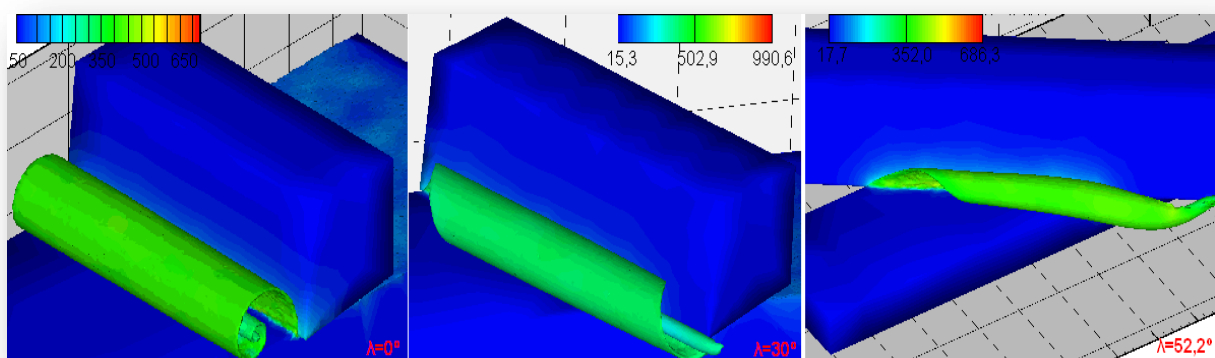
Para menores velocidades de corte, de 50 e 100m/min observa-se uma maior aproximação entre os resultados numéricos e os experimentais obtidos por Kitagawa et al. (1996) para a temperatura máxima na ferramenta de corte.

Nas simulações numéricas para velocidades de corte de 50 e 350m/min, verifica-se um crescimento da temperatura até a um valor máximo aos 30° de inclinação da aresta de corte, decrescendo novamente até aos 52,2°. As simulações numéricas para velocidade de corte de 200m/min apresentam valores crescentes de temperatura com o aumento do ângulo de inclinação. Para a velocidade de corte de 100m/min verifica-se uma constante diminuição da temperatura com o aumento do ângulo de inclinação da aresta.



**Figura 4.44:** Valores de temperatura em função do ângulo de inclinação para diferentes velocidades de corte, ( $f = 0,022\text{mm/rev}$ ).

São apresentadas na Figura 4.45, a título de exemplo, imagens da formação da apara e da distribuição da temperatura, obtidas por simulação numérica, para os três ângulos de inclinação testados com uma velocidade de corte de 100m/min.



**Figura 4.45:** Distribuição da temperatura e formação da apara para o corte da liga Ti6Al6V2Sn, para diferentes ângulos de inclinação, velocidade de corte de 100m/min e largura de corte de 2,5mm.

Tendo em consideração o trabalho de simulação numérica e a validação desenvolvida, pode-se sintetizar o seguinte:

- A partir dos resultados obtidos por simulação numérica, para os testes de corte com avanço de 0,1mm/rev e ângulo de inclinação de 0°, registam-se valores de temperatura superiores aos obtidos experimentalmente, com erros relativos inferiores a 4,3%. Para os testes de avanço de 0,022mm/rev, registam-se valores de temperatura inferiores aos experimentais com um erro relativo máximo de 30,2%. Contudo foi verificado um comportamento semelhante das temperaturas previstas com as experimentais para as diferentes velocidades de corte.
- As simulações numéricas para o corte com avanço de 0,022mm/rev, com ângulos de inclinação e velocidades de corte variáveis apresentam valores de temperatura inferiores aos experimentais com um erro relativo máximo de 30,2% e 19,8% de valor médio.
- Apenas para a série de testes numéricos de velocidade de corte de 100m/min se verificaram semelhantes comportamentos das curvas com as obtidas por meio experimental, onde a temperatura diminuía com o aumento do ângulo de inclinação. Para as séries de testes de velocidades de corte de 50m/min verificaram-se os menores desvios entre as temperaturas previstas e as registadas experimentalmente por Kitagawa et al. (1996).

## 4.5 OUTROS TESTES

São aqui apresentados alguns resultados de simulação numérica FEM na maquinagem da liga Ti6Al4V, como forma de complementar alguma informação até aqui apresentada.

### 4.5.1 DESGASTE NA FERRAMENTA DE CORTE

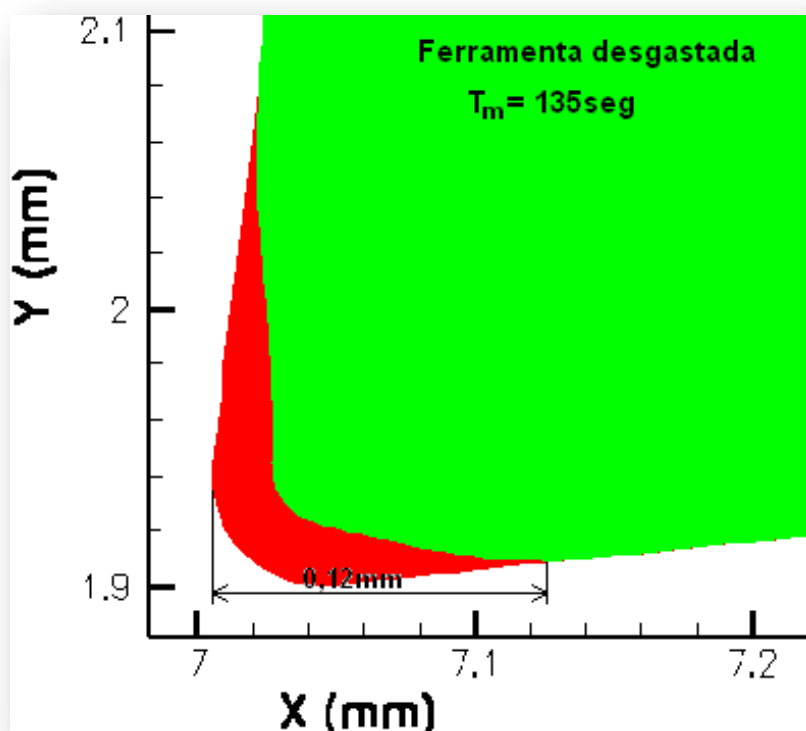
Nesta secção é apresentado um estudo da análise do desgaste da ferramenta de corte. Foi replicado no *AdvantEdge*<sup>®</sup> um teste experimental de Arrazola et al. (2009) e Armendia et al. (2010), para a liga Ti6Al4V, com uma velocidade de corte de 80m/min. Os parâmetros utilizados pelos autores, assim como os dados de entrada inseridos no software podem ser consultados na Tabela 4.3, na secção 4.1.2.

Como referido na secção 3.2.3, o software *AdvantEdge*<sup>®</sup> exige a definição de constantes provenientes do modelo de desgaste, nomeadamente [Alpha] e [K], que

implica estimar o valor da temperatura máxima atingida na ferramenta durante o processo de maquinagem. Para tal foi executado um teste preliminar como forma de estimar a temperatura máxima na aresta de corte da ferramenta, assim como aplicado o modelo de temperatura de Boothroyd, apresentados na secção 4.1.2.

As simulações de desgaste neste software exigem elevado tempo de processamento. Consistem na execução de múltiplos cortes, em que ao fim de cada passagem, o software apresenta a ferramenta com um desgaste associado ao período de tempo correspondente, iniciando assim um novo corte.

Levou-se a cabo uma simulação numérica para prever o desgaste de uma ferramenta em Carboneto K no torneamento ortogonal da liga Ti6Al4V. Recolheram-se os resultados um tempo de corte de 135 segundos. Na Figura 4.46 é mostrada a previsão do desgaste da ferramenta de corte de 0,12mm na face de sida.

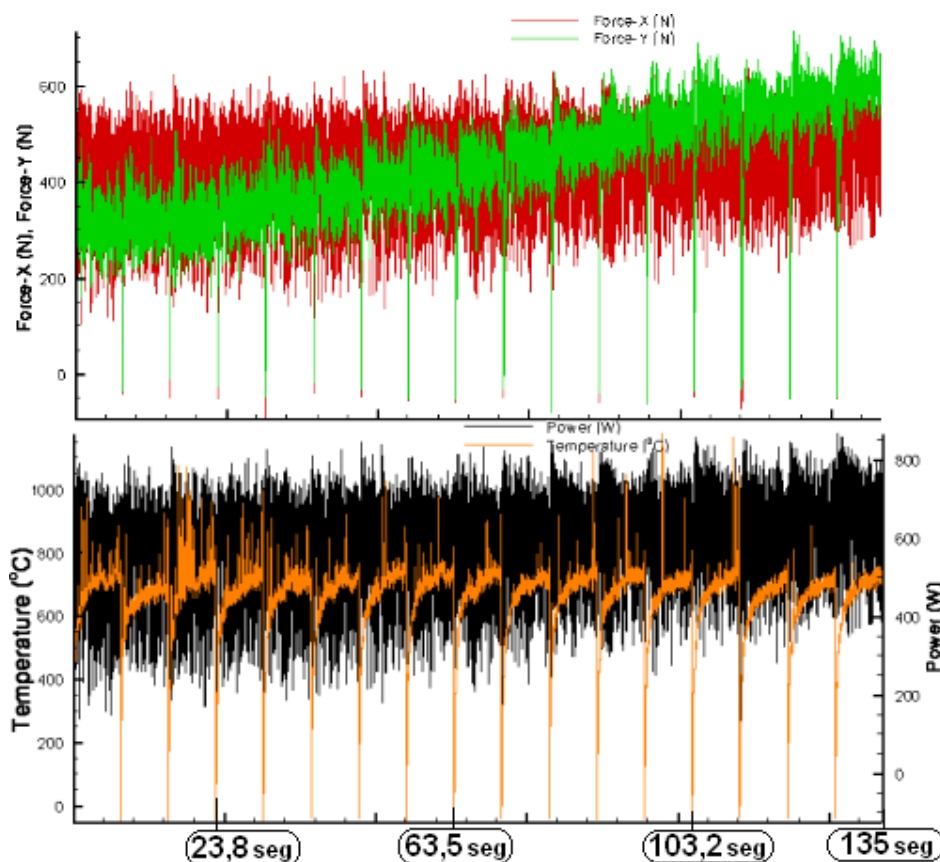


**Figura 4.46:** Contraste entre as duas imagens obtidas da ferramenta de corte antes e depois de 135segundos de maquinagem da liga Ti6Al4V, com uma velocidade de corte de 80m/min.

Adicionalmente é mostrada na Figura 4.47 a variação dos valores das forças de corte e de avanço, assim como da potência e da temperatura com o aumento do desgaste da ferramenta.

Verificou-se, que com o aumento crescente do desgaste da ferramenta (a cada passagem da ferramenta), ocorre um aumento sucessivo das forças de corte, da potência de corte, mas sobretudo das forças de avanço, estas que inclusive ultrapassam as forças de corte para os maiores valores de desgaste. Por outro lado,

a temperatura máxima registada em cada passagem tendeu a manter o seu valor ao longo do tempo.



**Figura 4.47:** Valores das forças de corte e de avanço, da potência de corte e da temperatura da ferramenta extraídos do *AdvantEdge*®, para o teste de Ti6Al4V, para uma velocidade de corte de 80m/min.

#### 4.5.2 MATERIAIS PARA FERRAMENTAS DE CORTE

Executaram-se testes de simulação numérica FEM para averiguar o comportamento de ferramentas de diferentes materiais no torneamento da liga Ti6Al4V. Foram seleccionadas ferramentas de carboneto série K, diamante policristalino (PCD), cerâmicos e nitreto de boro cúbico (CBN). Definiu-se uma velocidade de corte de 100m/min, uma largura de corte de 2mm e um avanço de 0,1mm/rev.

Foi estabelecido um corte com emulsão, onde o fluxo incide na zona de corte, e tal como Hong & Ding (2001), definiu-se na simulação um valor de coeficientes de transferência de calor convectivo de  $h=8,75 \times 10^4 \text{ W/m}^2 \cdot \text{k}$ .

Todos os parâmetros de entrada definidos na simulação numérica estão mostrados na Tabela 4.29. As previsões obtidas na simulação numérica, são



apresentadas na Tabela 4.30, sendo elas as forças de corte, as forças de avanço e a temperatura máxima na ferramenta de corte.

**Tabela 4.29:** Parâmetros de entrada inseridos do software FEM.

Parâmetros		FEM
Peça	Comprimento [L]	10mm
	Altura [h]	3mm
	Material	Ti6Al4V
Ferramenta	ngulo de ataque [a]	0
	Comprimento da face de ataque [q]	2mm
	ângulo de saída [b]	10°
	Comprimento da face de saída [p]	2mm
	Raio de gume [r]	10μm
	Material	Carboneto K; PCD; CBN; Cerâmico
Processo	Largura de corte [doc]	2mm
	Comprimento de corte [loc]	8mm
	Avanço [f]	0,1mm/rev
	Velocidade de corte [V]	100 m/min
	Coefficiente de atrito	0,5
	Fluido de corte	emulsão, $h = 8,75 \times 10^4 \text{ W/m}^2 \cdot \text{k}$
Simulação	Número máximo de nós	24000
	Máximo tamanho do elemento	0,1mm
	Mínimo tamanho do elemento	0,02mm
	Análise de tensões residuais	Desactivo

**Tabela 4.30:** Previsão obtida por simulação numérica para o valor das forças de corte, forças de avanço e temperatura máxima na ferramenta de corte.

Material	Força de corte (N)	Força de avanço (N)	Temperatura (°C)
<b>Carboneto K</b>	380	220	660
<b>PCD</b>	400	250	250
<b>Cerâmico</b>	370	215	800
<b>CBN</b>	365	220	620

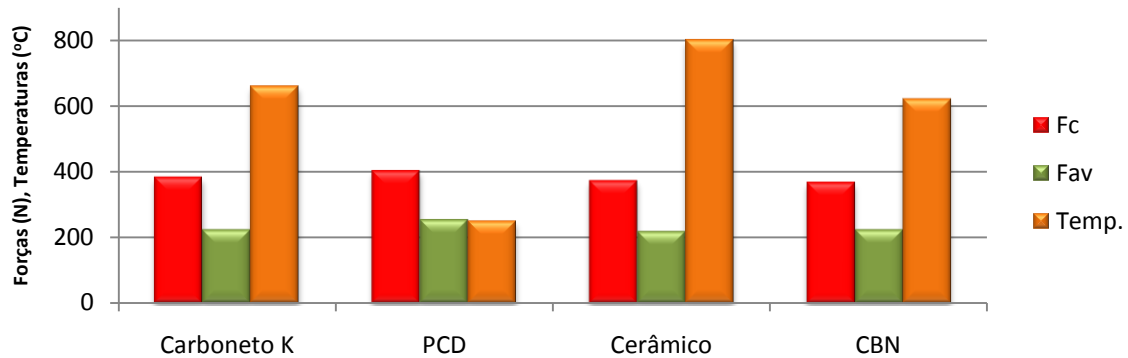
A simulação numérica para o torneamento ortogonal com ferramentas de diferentes materiais em idênticas condições de corte, revelou que a principal diferença entre os resultados encontra-se na temperatura máxima registada na ferramenta de corte.

A menor temperatura registada foi para a ferramenta em PCD com um valor de 250°C, seguindo-se a ferramenta em CBN com 620°C (+60%), a ferramenta em carboneto série K com 660°C (+62%) e por último a ferramenta em material cerâmico com um valor de 800°C (+69%).

Para as forças envolvidas no corte, a ferramenta em PCD apresenta os maiores valores, com 400N para as forças de corte e 250N para as forças de avanço. Relativamente a este material, registam-se para as forças de corte valores inferiores de -5% para o carboneto série K, de -8% para o material cerâmico e -10% para a ferramenta em CBN. Das forças de avanço registadas para o PCD, registam-

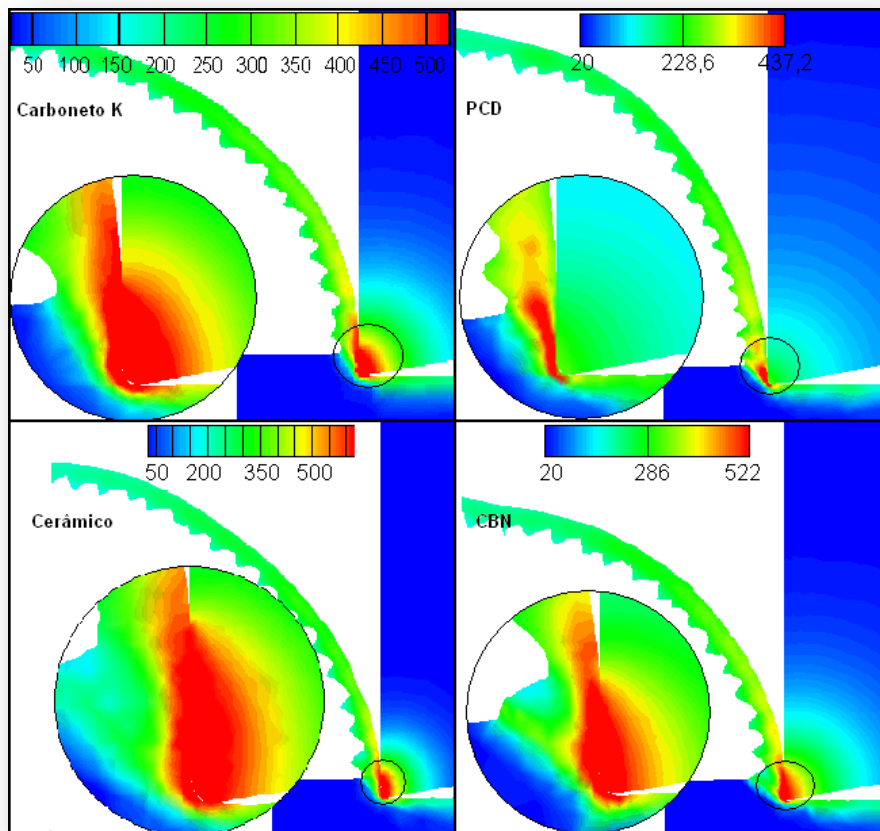
se valores inferiores de -14% para o carboneto série K e para o CBN, e de -16% para os cerâmicos.

Na Figura 4.48 é apresentada a comparação dos valores registados na simulação numérica para os diferentes materiais das ferramentas de corte.



**Figura 4.48:** Comparação entre os valores de força de corte, força de avanço e temperatura máxima, previstos na simulação numérica para diferentes materiais constituintes das ferramentas de corte.

Na Figura 4.49 é mostrada a previsão da distribuição das temperaturas no corte da liga Ti6Al4V com ferramentas de diferentes materiais.



**Figura 4.49:** Previsão da distribuição da temperatura obtida na simulação numérica no corte da liga Ti6Al4V, para diferentes materiais constituintes das ferramentas de corte.

Á excepção do PCD, prevêem-se na simulação numérica elevadas concentrações de calor predominantemente na aresta de corte e na face de ataque, com temperaturas superiores a 500°C.

A ferramenta em PCD apresenta valores de temperatura máximos de 250°C, e verifica-se que existe uma maior concentração de calor na zona de formação da apara, com valores a atingir os 437°C. O corte com ferramentas dos restantes materiais apresenta uma elevada concentração de calor na zona de formação da apara, e os maiores valores de temperatura localizam-se na região da face de ataque que contacta com a apara.



## **5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS**

Neste capítulo apresentam-se as conclusões obtidas do trabalho realizado. É feita uma avaliação do desempenho do software na previsão dos fenmenos termo mecânicos na maquinagem do titânio e suas ligas, tendo em conta os resultados experimentais recolhidos na literatura.

### **5.1 CORTE ORTOGONAL**

Em geral os valores de força de corte obtidos por simulação numérica FEM são inferiores aos registados experimentalmente por Barry et al. (2001), Arrazola et al. (2009) e por Armendia et al. (2010), com exceção no caso dos valores experimentais apresentados por Cotterell & Byrne (2007).

A partir das simulações numéricas para o torneamento ortogonal da liga Ti6Al4V registou-se um erro relativo médio de 15,6% comparativamente com os dados recolhidos por meio experimental por Barry et al. (2001). Para avanços de 0,1mm/rev, verificaram-se comportamentos semelhantes das forças de corte com os valores recolhidos experimentalmente. Para inferiores avanços, o comportamento das forças de corte previstas pelas simulações numéricas divergem dos experimentais apresentando uma diminuição mais acentuada dos seus valores com o aumento da velocidade de corte.

Das simulações numéricas executadas para o trabalho experimental levado a cabo por Arrazola et al. (2009) e Armendia et al. (2010) do torneamento ortogonal das ligas Ti6Al4V, Ti555.3 e Ti54M, registou-se um erro relativo médio de 7,6%. Para as três ligas, registaram-se em todas as simulações numéricas, comportamentos semelhantes das forças de corte com as registadas experimentalmente.

Para o trabalho experimental feito por Cotterell & Byrne (2007), prevêem-se na simulação numérica, valores de força de corte com um erro relativo médio de 6,3%.

A previsão das forças de avanço obtidas na simulação numérica, para os testes de torneamento levados a cabo por Arrazola et al. (2009) e Armendia et al. (2010), apresentou em geral um valor inferior aos dados experimentais registados, com excepção do teste realizado por Armendia et al. (2010) para a liga Ti6Al4V.

A partir das simulações numéricas, registam-se valores de força de avanço com erro relativo médio de 19,6%. Verifica-se um comportamento semelhante ao registado pelos autores com excepção do teste da liga Ti6Al4V por Armendia et al. (2010), e o teste da liga Ti555.3 por Arrazola et al. (2009).

Através das simulações numéricas foi possível visualizar e prever a formação de apara serrilhada periódica e aperiódica para os diferentes avanços e velocidades de corte testados.

Tal como observado experimentalmente por Barry et al. (2001), verificou-se nas simulações numéricas uma nítida dependência da periodicidade do serrilhado da apara com a variação tanto da velocidade de corte como do avanço. Observou-se a formação de aparas serrilhadas aperiódicas para baixos valores de velocidades de corte e de avanço. Com o aumento de ambos os parâmetros de corte, verifica-se a formação de apara serrilhada periódica. Contudo, para os dados recolhidos na simulação numérica, registou-se uma antecipação do fenómeno de transição de periodicidade, relativamente aos experimentais.

Dos trabalhos experimentais realizados por Arrazola et al. (2009) e Armendia et al. (2010) para as ligas Ti6Al4V e Ti54M, foi possível prever através das simulações numéricas a formação de apara serrilhada observada pelos autores, e referida como o resultado da formação de bandas de corte adiabático.

De igual forma nas simulações numéricas para o torneamento ortogonal da liga Ti555.3, observou-se a formação de apara com um serrilhado pouco pronunciado, devido à superior frequência de formação das bandas de corte adiabáticas. Esta previsão é validada pelos testes experimentais realizados por Arrazola et al. (2009) que verificaram a formação de uma apara semelhante.

Os valores da máxima temperatura de corte obtidos na simulação numérica FEM para os testes experimentais de Arrazola et al. (2009) e Armendia et al. (2010), apresentaram uma magnitude inferior em relação aos valores obtidos com o modelo de Boothroyd, com um erro relativo médio de 4,7%.

As simulações numéricas FEM para os testes experimentais de torneamento ortogonal da liga Ti6Al4V feitos por Varma et al. (2004), executadas para velocidades de corte crescentes, apresentaram valores de temperatura máxima na ferramenta de corte inferiores aos obtidos experimentalmente com um erro relativo médio de 9,9%. Foi previsto um comportamento dos valores das temperaturas

semelhante ao observado experimentalmente com o aumento da velocidade de corte.

Para os testes executados com diferentes avanços, foram previstas temperaturas máximas na ferramenta inferiores às registadas por Varma et al. (2004), apresentando um erro relativo médio de 11%. Os valores experimentais da temperatura apresentam um crescimento com o aumento do avanço, tendência também verificada nas simulações numéricas.

As simulações numéricas executadas para os testes de ângulos de ataque crescentes, apresentam resultados dentro da gama dos valores de temperatura obtidos experimentalmente, com um erro relativo médio de 6,5%.

De acordo com a afirmação de Varma et al. (2004), foi verificado a partir das simulações numéricas, que a diminuição do ângulo de ataque, permite o aumento do comprimento de contacto entre a apara e a ferramenta de corte, tornando mais eficiente a extracção do calor gerado no corte. Este facto justifica a obtenção na simulação numérica de um valor mínimo para a temperatura na ferramenta de corte para o ângulo de ataque de 2, onde se registou o maior comprimento de contacto entre a apara e a ferramenta.

Para valores de ângulo de ataque inferiores a 2, verificou-se na simulação numérica uma diminuição do comprimento de contacto até aos 0, e um aumento sucessivo desse valor até aos -10. Contudo, apesar desse aumento, registam-se os maiores valores de temperatura neste intervalo. Este fenmeno, referido por Varma et al. (2004), pode ter origem no aumento das forças de atrito causadas pela apara sobre a face de ataque da ferramenta de corte.

Os valores recolhidos para a frequência de segmentação da apara nas simulações numéricas, revelam um crescimento menos acentuado com o aumento da velocidade de corte relativamente aos dados experimentais recolhidos por Cotterell & Byrne (2007).

Os valores para o grau de recalque obtidos nas simulações numéricas são próximos dos experimentais executados por Barry et al. (2001), com erro relativo médio de 5,0%. Tendem a diminuir com o aumento da velocidade de corte, e não apresentam dependência significativa com o aumento do avanço.

## **5.2 CORTE LUBRIFICADO E REFRIGERADO**

As simulações numéricas executadas neste trabalho apresentaram valores de temperatura superiores aos obtidos por Hong & Ding (2001) (por meio experimental

e por simulação numérica), para uma velocidade de corte de 90m/min. Quer para os resultados obtidos por simulação numérica, quer para os experimentais, o corte a seco apresentou as temperaturas mais elevadas. Por outro lado, o corte com emulsão mostrou-se como uma solução intermédia, com temperaturas ligeiramente inferiores, e no corte refrigerado com nitrogénio líquido obtiveram-se os valores mais baixos, confirmando a eficácia deste meio na remoção do calor gerado durante o corte.

Para ambos os resultados obtidos por simulação numérica, o software *ANSYS*<sup>®</sup> utilizado por Hong & Ding (2001), apresentou sempre resultados ligeiramente inferiores ao *AdvantEdge*<sup>®</sup>, e portanto mais aproximados dos experimentais obtidos pelos mesmos autores.

Com as simulações numéricas executadas com o *AdvantEdge*<sup>®</sup> para o corte lubrificado e refrigerado, foi possível verificar uma efectiva remoção do calor gerado pelo corte, resultando na diminuição do calor que se concentra na face de ataque da ferramenta. Assim como verificado experimentalmente pelos autores, verificou-se a eficácia da aplicação de refrigeração criogénica na maquinagem da liga Ti6Al4V.

### 5.3 TENSÕES RESIDUAIS

Para ambos os avanços, as tensões residuais na direcção de corte, quer previstas por simulação numérica FEM, quer obtidas experimentalmente por Hughes et al. (2005), revelam valores compressivos desde a superfície até a uma profundidade de cerca de 40µm. A partir daí, os resultados obtidos por simulação numérica revelam tensões tractivas de elevada magnitude, enquanto os resultados experimentais mostram tensões residuais próximas de 0MPa.

Na direcção de avanço, as tensões residuais obtidas quer numericamente quer experimentalmente, para ambos os avanços, entre 0 e 20µm de profundidade são de natureza compressiva. Entre os 20 e os 150µm de profundidade registam-se para os valores experimentais e numéricos, pequenas oscilações da natureza da tensão residual. Para profundidades superiores, as tensões residuais em ambos os casos, estabilizam para valores próximos de 0MPa. Verificam-se assim melhores aproximações nos resultados obtidos para a direcção de avanço, quer em magnitude, quer em tendência.

### 5.4 CORTE TRIDIMENSIONAL

Das simulações numéricas levadas a cabo no presente trabalho, regra geral, são registados valores com maior proximidade aos experimentais do que os previstos pelos autores, tendo uma magnitude inferior. Verificam-se erros relativos



máximos de 16,8% para as forças tangenciais, 27,3% para as forças radiais e 19,4% para as forças axiais.

Assim como os resultados numéricos de Li & Shih (2005), as forças envolvidas no torneamento tridimensional previstas neste trabalho, apresentam uma dependência pouco acentuada com a variação da velocidade de corte, contrastando com os valores experimentais obtidos pelos autores.

Li & Shih (2005) observaram experimentalmente a formação de uma apara helicoidal em gume, nas simulações numéricas os autores previram a formação de uma apara em espiral. Nas simulações numéricas levadas a cabo neste trabalho verificou-se a formação de uma apara tubular.

As temperaturas registadas partir dos resultados obtidos por simulação numérica, para os testes de corte com avanço de 0,1mm/rev e ângulo de inclinação de 0, apresentam valores superiores aos obtidos experimentalmente por Kitagawa et al. (1996), com erros relativos inferiores a 4,3%. Para os testes com avanço de 0,022mm/rev, registam-se valores de temperatura inferiores aos experimentais com um erro relativo máximo de 30,2%. Contudo foi verificado um comportamento semelhante das temperaturas previstas numericamente com as obtidas experimentalmente para as diferentes velocidades de corte.

As simulações numéricas para o corte com avanço de 0,022mm/rev, com ângulos de inclinação e velocidades de corte variáveis apresentam valores de temperatura inferiores aos experimentais com um erro relativo médio de 19,8%.

Apenas para a série de testes numéricos com velocidades de corte de 100m/min se verificou um comportamento semelhante com as curvas obtidas por meio experimental, onde a temperatura diminuía com o aumento do ângulo de inclinação da aresta. Para as séries de testes com velocidades de corte de 50m/min, verificaram-se os menores desvios entre as temperaturas previstas e as registadas experimentalmente por Kitagawa et al. (1996).

## 5.5 RESUMO

O recurso ao *AdvantEdge*<sup></sup> na simulação numérica FEM, permitiu comprovar a aptidão do software na previsão das respostas termo mecânicas na maquinaem do titânio e suas ligas, para diferentes parâmetros e condições de corte.

- Em geral, a partir das simulações numéricas para o torneamento ortogonal e tridimensional, registam-se valores de forças na maquinaem inferiores aos experimentais, com erros relativos máximos

de 30%, apresentando um comportamento semelhante com a variação dos diversos parâmetros e condições de corte.

- As temperaturas previstas pelo software apresentam um comportamento semelhante com as verificadas experimentalmente por diversos autores com a variação dos diversos parâmetros e condições de corte. Foram obtidos desvios inferiores a 30%, para o corte a seco e inferiores a 48% para o corte com fluido. As distribuições de temperatura verificadas na ferramenta, na apara e na peça por simulação numérica FEM, são coerentes com as obtidas numericamente pelos autores.
- Por simulação numérica FEM para o corte ortogonal, verifica-se a formação de apara semelhante à registada experimentalmente pelos autores, nomeadamente a forma da apara, a frequência e periodicidade de formação do serrilhado assim como o grau de recalque.
- As simulações numéricas para o torneamento com fluido de corte, permitiram verificar que a semelhança dos testes experimentais, a remoção de parte do calor gerado é feita através do fluido de corte. Verificou-se ainda uma remoção mais eficaz de calor através do nitrogénio líquido

## **5.6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS**

Como forma de dar continuidade a este trabalho, é sugerida a realização de testes experimentais de torneamento do titânio e suas ligas, para condições de corte a seco e com fluido de corte, com a recolha de dados das forças de maquinagem, temperaturas de corte, desgaste, tensões residuais, qualidade superficial da peça entre outros.

O teste de diferentes materiais para ferramentas de corte na maquinagem do titânio e suas ligas é outro trabalho de interesse futuro. É o exemplo das ferramentas em PCD referidas recentemente por alguns autores como as mais aptas para maquinar estas ligas devido à elevada capacidade de remoção do calor gerado, e elevada resistência ao desgaste.

## 6 BIBLIOGRAFIA

- American Society for Metals (ASM). (1972). *Microstructure of Titanium and Titanium Alloys*. Metals Handbook, ed.8, Metals Park, v.7, p.321.
- Armendia, M., Garay, A., Iriarte, L. M., & J., A. P. (2010). Comparison of the Machinabilities of Ti6Al4V and Ti54M Using Uncoated WC-co tools. *Journal of Materials Processing Technology*, n. 210, p. 197-203 .
- Arrazola, P. J., Garay, A., Iriarte, L. M., & Armendia, M. (2009). *Machinability of Titanium Alloys (Ti6Al4V and Ti555.3)*, n. 209, p. 2223-2230.
- Barry, J., Byrne, G., & Lennon, D. (2001). Observations on Chip Formation and Acoustic Emission in Machining Ti-6Al-4V Alloy. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 41 , p. 1055–1070.
- Boyer, R. R. (1996). An Overview on the Use of Titanium in the Aerospace Industry. *Materials Science & Engineering*, v. A213, n. 1-2 , p. 103-114.
- Calamaz, M., Coupard, D., & Girot, F. (2008). A New Material Model for 2D Numerical Simulation of Serrated Chip Formation When Machining Titanium Alloy Ti6Al4V. *International Journal of Tools and Manufacture*; v. 48; n. 3-4, p. 275-288 .
- Chandler, H. E. (1978). *Metals Handbook*; p. 845-852.
- Che-Haron, C. H. (2001). Tool Life and Surface Integrity in Turning Titanium Alloy . *Journal of Materials Processing Technology*, v. 118, p. 231-237 .
- Colafrancesca, J. P., Jasinevicius, R. G., & Duduch, J. G. (2007). Surface Integrity of Ultra-Precision Diamond Turned Ti Cp and Ti6Al4V. *Proceedings of Institutions of Mechanical Engineers, Journal of Engineering and Manufacture - part B*, p. 999-1006 .
- Collings, E. W. (1983). *The Physical Metallurgy of Titanium Alloys*. Ohio: Metal Park 44073: American Society for Metals, p. 1-197.
- Cotterell, M., & Byrne, G. (2007). Imaging and Analysis of Chip Formation During Orthogonal Cutting of Titanium Alloy Ti-6Al-4V. *International Journal Nano and Biomaterials*; v. 1; n. 1 .
- Davim, J. P. (1995). *Princ pios da Maquinagem*. Almedina.
- Dearnley, P. A., & Grarson, A. N. (1986). *Materials Science and Technology*, n. 2, p. 47-58.

- Eisenbarth, E., Linez, P., Biehl, V., Velten, D., Breme, J., & Hildebrand, H. F. (2002). Cell Orientation and Cytoskeleton Organization on Ground Titanium Surface. *Biomaterials Engineering*, v. 19, p. 233-249 .
- Eylon, D., & Newman, J. K. (1990). Titanium and Titanium Alloys Castings. Materials Park: ASM International, ed. 10, p. 634-646.
- Ezugwu, E. O. (2004). High Speed Machining of Aero-Engine Alloys. *Journal oh the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, v. 26, n. 1, p. 1-11 .
- Ezugwu, E. O. (2005). Key Improvements in the Machinning of Dificult-to-Cut Aerospace Superalloy. *International Journal of Machine tools and Manufacture*, v. 45, n. 12-13 , p. 1353-1367.
- Ezugwu, E. O., & Wang, Z. M. (1997). Titanium Alloys and Their Machinability - A Review. *Journal of Materials Processing Technology*; n. 68; p. 262-274 .
- Ezugwu, E. O., Bonney, J., & Yamane, Y. (2003). An Overview of the Machinability of Aeroengine Alloys. *Fournal of Materials Processing Technology*, v. 134. p. 233-253 .
- Ezugwu, E., Silva, R. B., Bonney, J., & Machado, Á. R. (2009). The Effect of Argon-Enriched Environment in High-Speed Machining of Titanium Alloy. *Tribology Transactions*; n. 48; p. 18-23 .
- Ezugwu, O. (2005). Evaluation of the Performance of CBN Tools When Turning Ti-6Al-4V Alloy With High Pressure Coolant Supplies. *International Journal of Machining Tools Manufacturing*, n. 45, p. 1009-1014 .
- Fang, N., & Wu, Q. (2008). A Comparative Study of the Cutting Forces in High Speed Machining of Ti-6Al-4V and Inconel 718 With a Round Edge Tool. *Journal of Materials Processing Technology* .
- Flower, H. M. (1990). Microstructural Development in Relation to Hot Working of Titanium Alloys. *Materials Science and Technology*; v. 6; p. 1082 .
- Froes, F. H., Yau, T. L., & Weidinger, H. G. (1996). Structure and Properties of Nonferrous Alloys; Chapter 8, Titanium, Zirconium, and Hafnium. *Materials Science and Technology, A Comprehensive Treatment*; p. 399-468 .
- Hong, S. Y., & Ding, Y. (2001). Cooling Approaches and Cutting Temperatures in Cryogenic Machining of Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*; v. 41; p. 1417-1437 .
- Hong, S., Markus, I., & Jeong, W. (2001). New Cooling Approach and Tool Life Improvement in Cryogenic Machining of Titanium Alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 41, p. 2245-2260 .
- Hughes, J. I., Sharman, A. R., & Ridgway, K. (2005). The Effect of Cutting Tool Material and Edge Geometry on Tool Life and Workpiece Surface Integrity. *Journal of Engineering Manufacture, part B*, v. 220, p. 93-107 .
- Kahles, J. F., Field, M., Eylon, D., & Froes, F. H. (1985). *Journal of Metalurgy*, n. 37, p. 27-35.

- Kitagawa, T., Kubo, A., & Maekawa, K. (1996). Temperature and Wear of Cutting Tools in High-speed Machining of Inconel 718 and Ti-6Al-6V-2Sn. *Wear*, n. 202, p. 142-148 .
- Komanduri, R. (1982). Some Clarifications on the Mechanics of Chip Formation When Machining Titanium Alloys. *Wear*, v. 76, n. 1, p. 15-34 .
- Komanduri, R., & Brown, R. H. (1981). On the Mechanics of Chip Segmentation in Machining. *Journal os Engeneering for Industry*, v. 103, p. 33-55 .
- Komanduri, R., & Turkovich, B. F. (1981). New Observation on the Mechanism of Chip Formation When Machining Titanium Alloys. *Wear*, v. 69, n. 2, p. 179-188 .
- Li, R., & Shih, A. J. (2005). Finite Element Modeling of 3D Turning of Titanium. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* .
- Liu, C.-H. (2006). *Finite Element Simulation of Chip Formation for Orthogonal Turning of Ti-6Al-4V*. Hartford, Connecticut.
- Liu, X., Chu, P., & C., D. (2004). Surface Modification of Titanium, Titanium Alloys, and Related Materials for Biomedical Applications. *Materials Science and Engineering*, v. 47, n. 3-4, p. 40-121 .
- Machado, A., & Wallbank, J. (1990). Machining of Titanium and Its Alloys - a review. *Processing of the institution of mechanical engeneering*, v. 204, p. 53-60 .
- Maranhão, C. (2008). *Master Thesis: FEM Analysis in Machining and Experimental Validation*.
- Matthew J. Donachie, J. (2000). *Titanium - A Technical Guide*, ed. 2. Materials Park, Ohio: ASM International.
- Mei, P. R. (1988). *Aos e Ligas Especiais*. Eletrometal S.A., 2ª edião.
- Molinari, A., Musquar, C., & Sutter, G. (2002). Adiabatic Shear Banding in Hight Speed Machining of Ti-6Al-4V. *International Journal of Plasticity*; n. 18; p. 443, 459 .
- Murray, J. L. (1986). *Binary Alloy Phase Diagrams*. Metals Park, Ohio: American Society for Metals, v.1, p. 173–176,.
- Nabhani, F. (2001). Machining of Aerospace Titanium Alloys. *Robotics and Computer Integrated Manufacturing*, n. 17, p. 99-106 .
- Nelson, O. E. (1989). The Product Life Cycle of Titanium. *Annual Conference of the Titanium Development Association*. Tucson: AZ.
- Rahman, M., Wong, Y. S., & Zareena, A. R. (2003). Machinability of Titanium Alloys. *JSME International Journal*, v. 46, n. 1 , p. 107-115.
- Ramesh, S., Karunamoorthy, L., & Palanikumar, K. (2008). Fuzzy Modeling and Analysis of Machining Parameters in Machining Titanium Alloy. *Materials and Manufacturing Processes*, v. 20, n. 6 .
- Recht, R. F. (1964). Catastrophic Thermoplastic Shear. *ASME*, p. 189-192 .
- Rhymer, D. W., & Johnson, W. S. (2002). Fatigue Damage Machanisms in Advanced Hybrid Titanium Composite Laminates. *International Journal of Fatigue*, v. 24, n .9, p. 995-1001 .

*RMI Titanium Alloy Guide*. (2000). Nilles, Ohio.

Ronski, M. (2005). Finite Element Analysis Force and Serrated Chip Frequency for Orthogonal Turning of Ti-6Al-4V. *Modeling and Analysis of Machining System*.

Sartkulvanich, P., Altan, T., & Gocmen, A. (2005). Effects of Flow Stress and Friction Models in Finite Element Simulation of Orthogonal Cutting – a Sensitivity Analysis. *Machine Science and Technology*, n. 9, p. 1-26.

Seabra, A. (2002). *Metalurgia Geral*. Lisboa: Laboratório Nacional de Engenharia Civil, v. 1, ed. 3.

Shaw, M. C., & Vyas, A. (1993). Chip Formation in the Machining of Hardened Steel. *Annals of the CIRP; Arizona State University*, v. 42, n. 1, p. 29-33.

Silin, S., Leonov, B. N., Khrulkov, V. A., Lobavov, A. V., Poletae, V. A., & Danchenko, E. B. (1989). Special Features of Deep Grinding of Titanium Alloys. *Soviet Engineering Research*, n. 9(1), p. 71-74.

Smith, W. F. (1981). *Structure of Engineering Alloys*. New York: McGraw-Hill.

Titanium, R. (2000). *Titanium Alloy Guide*.

Trent, E. M., & Wright, P. K. (2000). Metal Cutting, ed .4, p. 446. Woburn: Butterworth-Heinemann.

Varma, D. R., Gopal, B. G., & Reddy, S. (2004). Cutting Temperatures in Machining of Titanium Alloys. *Seventh National Conference on Ais Breathing Engines and Aerospace Propulsion*. Kanpur.

Venugopal, K. A., Paul, S., & Chattopadhyay, A. B. (2007). Growth of tool wear in turning of Ti-6AL-4V alloy under cryogenic cooling. *Wear*, v. 262, n. 9-10, p.1071-1078.

Wang, S. (2000). Investigation Into the Griding of Titanium Alloys. *PhD Thesis, Cranfield Institute of Technology, School of Infustrial and Manufacturing Science*, p. 252.

Weiss, I. (1996). Advances in the Science and Technology of Titanium Alloy Processing. *Minerals, Metals & Materials Society*.

Wright, T. W., & Ockendona, H. (1992). A Model for Fully Formed Shear Bands. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, v. 40, p. 1217-1226.

Yang, X., & Liu, C. R. (1999). Machining Titanium and its Alloys. *Machining Science and Technology*, v. 3, p. 107-139.

Zhen-Bin, H., & Komanduri, R. (1995). On a Thermo-Mechanical Model of Shear Instability in Machining. *Ann. CIRP*, v. 44, p. 69-73.

Zlatin, N., & Field, M. (1973). Procedures and Precautions in Machining Titanium Alloys. *Titanium Science and Technology*, n. 1, p. 489-504.

## **ANEXOS**

## ANEXO A – REPRESENTAÇÃO DOS ÂNGULOS CARACTERÍSTICOS DA GEOMETRIA DA FERRAMENTA DE CORTE

A geometria da ferramenta encontra-se descrita pelo fabricante através das chaves de código da norma ISO, o posicionamento adoptado na maquinagem é comumente descrito no seguinte formato:

$$[\lambda; \gamma_o; \alpha_o; \lambda'; X; X'; r]$$

$\lambda$	Ângulo principal de inclinação da aresta [°]	L	Largura de corte [mm]
$\gamma_o$	Ângulo de ataque ortogonal [°]	$\lambda$	Ângulo principal de inclinação da aresta [°]
$\alpha_o$	Ângulo de saída ortogonal [°]	$\lambda'$	Ângulo secundário de inclinação da aresta [°]
X	Ângulo de posição de entrada da aresta [°]	r	Raio de ponta da ferramenta [mm]
X'	Ângulo de posição de saída da aresta [°]		

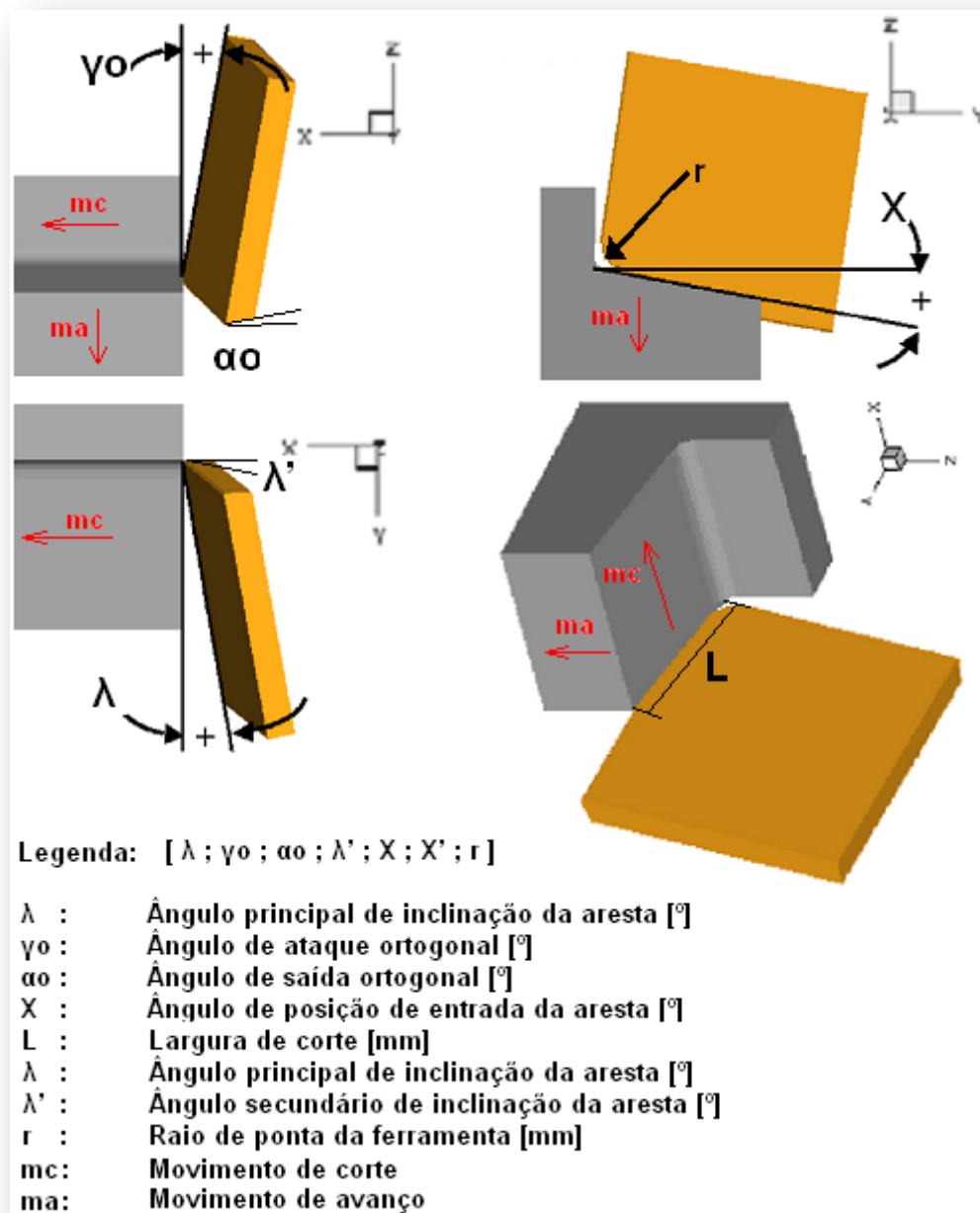
Na tabela A1 é mostrado um comparativo entre a nomenclatura usada para a descrição geométrica e de posicionamento para uma ferramenta com a nomenclatura dos dados do software *AdvantEdge*®.

**Tabela A1:** Nomenclatura da geometria e posicionamento da ferramenta no *AdvantEdge*®, para testes 2D e 3D.

Nomenclatura	Descrição	<i>AdvantEdge</i> ® 3D
$\lambda$	Ângulo principal de inclinação da aresta	[Back Rake Angle]
$\gamma_o$	Ângulo de ataque ortogonal	[Side Rake Angle]
$F_i$	Forma do incerto	[Incert Shape] - ISO
$\alpha_f$	Ângulo de folga	[Clearance Angle] - ISO
X	Ângulo de posição de entrada da aresta	[Lead Angle]
r	Raio de ponta da ferramenta	[Nose Radius] - ISO
$r_g$	Raio de gume da ferramenta	[Edge Radius]
Nomenclatura	Descrição	<i>AdvantEdge</i> ® 2D
$\gamma_o$	Ângulo de ataque ortogonal	[a]
$\alpha_o$	Ângulo de saída ortogonal	[b]
$r_g$	Raio de gume da ferramenta	[r]

A Figura A1 mostra uma representação geométrica de alguns parâmetros da ferramenta aqui descritos.





**Figura A1:** ngulos representativos da geometria e posicionamento da ferramenta de corte.

## ANEXO B – PARÂMETROS E GEOMETRIAS DE CORTE PARA O TORNEAMENTO DO TITÂNIO E SUAS LIGAS.

**Tabela A2:** Parâmetros recomendados para torneamento de desbaste:

Materiais das ferramentas				Geometria			
Tipo de corte	1ª escolha	2ª escolha	3ª escolha	Ângulo	Carb.	L. Fund	H.S.S.
Seco	K10/20	Liga fundida	T-5 H.S.S.	Ataque ( $\gamma_o$ )	[-8 a 0]	[0 a 5]	[0 a 15]
				Saída ( $\alpha_o$ )	[5 a 10]	[5 a 7]	[5 a 7]
				Posição da aresta de corte ( $\chi$ )	[5 a 25]	[6 a 15]	[6 a 15]
				Inclinação ( $\lambda$ )	[-5 a 5]	[0 a 5]	[0 a 5]
				Raio de ponta (r)	0,76 a 1,14	0,51 a 0,76	0,51 a 0,76

Informação Operacional				
		Ti CP	Ti Recozido	Ti Tratado termicamente
Carboneto	Vc (m/min)	[31 a 73]	[23 a 37]	[15 a 29]
	f (mm/rev)	[0,2 a 0,38]	[0,2 a 0,38]	[0,2 a 0,38]
	L (mm)	> 2,5	> 2,5	> 2,5
Ligas Fundidas	Vc (m/min)	[24 a 27]	[12 a 15]	[8 a 12]
	f (mm/rev)	[0,13 a 0,25]	[0,13 a 0,25]	[0,13 a 0,25]
	L (mm)	> 2,5	> 2,5	> 2,5
Aços Rápidos	Vc (m/min)	[8 a 38]	[8 a 18]	[4 a 15]
	f (mm/rev)	[0,1 a 1,3]	[0,1 a 0,38]	[0,1 a 0,38]
	L (mm)	> 2,5	> 2,5	> 2,5

**Tabela A3:** Tabela de parâmetros recomendados para torneamento de semi-acabamento:

Materiais das ferramentas				Geometria			
Tipo de corte	1ª escolha	2ª escolha	3ª escolha	Ângulo	Carb.	L. Fund	H.S.S.
Seco	K10/20	Liga fundida	T-5 H.S.S.	Ataque ( $\gamma_o$ )	[-6 a 6]	[0 a 5]	[0 a 15]
				Saída ( $\alpha_o$ )	[5 a 10]	[5 a 7]	[5 a 7]
				Posição da aresta de corte ( $\chi$ )	[5 a 25]	[6 a 15]	[6 a 15]
				Inclinação ( $\lambda$ )	[-5 a 5]	[0 a 5]	[0 a 5]
				Raio de ponta (r)	0,76 a 1,14	0,51 a 0,76	0,51 a 0,76

Informação Operacional				
		Ti CP	Ti Recozido	Ti Tratado termicamente
Carboneto	Vc (m/min)	[67 a 98]	[31 a 49]	[23 a 47]
	f (mm/rev)	[0,15 a 0,38]	[0,15 a 0,38]	[0,15 a 0,38]
	L (mm)	[0,76 a 2,5]	[0,76 a 2,5]	[0,76 a 2,5]
Ligas Fundidas	Vc (m/min)	[31 a 62]	[15 a 24]	[11 a 21]
	f (mm/rev)	[0,1 a 0,25]	[0,1 a 0,25]	[0,1 a 0,25]
	L (mm)	[0,76 a 2,5]	[0,76 a 2,5]	[0,76 a 2,5]
Aços Rápidos	Vc (m/min)	[18 a 49]	[9 a 18]	[5 a 15]
	f (mm/rev)	[0,08 a 0,2]	[0,08 a 0,2]	[0,08 a 0,2]
	L (mm)	[0,76 a 2,5]	[0,76 a 2,5]	[0,76 a 2,5]

**ANEXO C – MODELOS ANALÍTICOS APLICADOS**

C1 – ÂNGULO DE CORTE, GRAU DE RECALQUE:

$$\phi = \tan^{-1} \left( \frac{\cos \gamma}{R_c - \sin \gamma} \right); G_R = \frac{e'}{e}$$

C2 – TENSÕES NO PLANO DE CORTE:

$$\tau_{xy} = \frac{F_c \cos \phi - F_a \sin \phi}{L e} \sin \phi; \sigma_{xx} = \frac{F_c \sin \phi + F_a \cos \phi}{L e} \sin \phi$$

C3 – DEFORMAÇÃO VELOCIDADE DE DEFORMAÇÃO NO PLANO DE CORTE:

$$\varepsilon = \frac{1 + R_c^2 - 2R_c \sin \gamma}{R_c \cos \gamma}; \dot{\varepsilon} = \frac{V_c \cos \gamma}{\cos(\phi - \gamma) \Delta x} \cdot 1$$

C4 – MODELO PARA O COEFICIENTE DE ATRITO:

$$u = \frac{F_f + F_c \cdot \tan \gamma}{F_c - F_f \cdot \tan \gamma}$$

C5 – CÁLCULO PARA O ERRO RELATIVO:

$$Er = \frac{V_{Sim} - V_{Exp}}{V_{Exp}}$$

C6 – MODELO DE BOOTHROYD:

São aqui apresentadas as expressões para a previsão analítica da temperatura de corte pelo modelo de Boothroyd. O estabelecimento desta metodologia exige o conhecimento dos valores experimentais das forças de corte e de avanço assim como algumas propriedades termo mecânicas do material a maquinar.

- a) Taxa de geração de calor total:

$$P_m = F_c \cdot V_c \text{ [J/seg]}$$

- b) Taxa de geração de calor por fricção entre a apara e a ferramenta:

$$P_f = F_a \cdot V_c \cdot Gr^{-1} \text{ [J/seg]}$$

- c) Taxa de geração de calor no corte:

$$P_s = P_m - P_f \text{ [J/seg]}$$

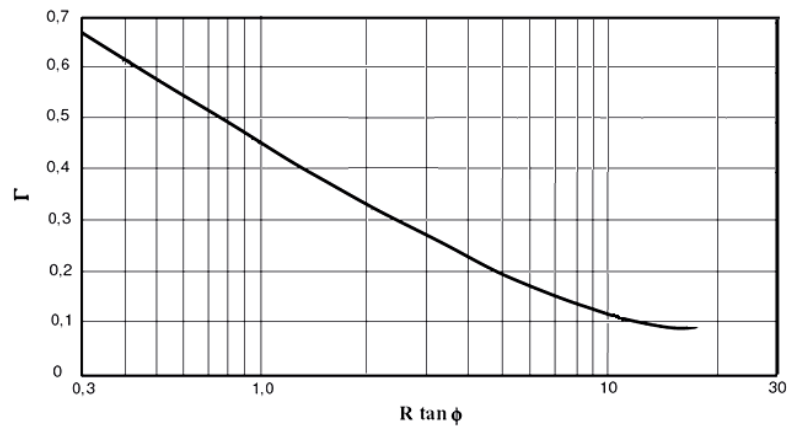
- d) Número térmico:

Sua determinação exige determinar a capacidade calorífica específica ( $c$ ), a densidade ( $\rho$ ) e a condutividade térmica ( $k$ ) do material a maquinar.

$$R = \frac{\rho \cdot c \cdot Vc \cdot e}{k}$$

- e) Temperatura na zona primária de deformação:

Em primeiro lugar estima-se o valor da proporção de calor da zona de corte conduzido para a peça ( $\Gamma$ ), através da sua relação com  $R \cdot \tan(\Phi)$  apresentada na Figura A2.



**Figura A2:** Valor da proporção de calor da zona de corte conduzido para a peça em função de  $R \cdot \tan(\Phi)$ .

$$\theta_s = \frac{(1 - \Gamma) \cdot P_s}{\rho \cdot Vc \cdot c \cdot e \cdot L} \text{ [}^\circ\text{C]}$$

- f) Temperatura na zona secundária de deformação:

$$\theta_m = \frac{P_f}{\rho \cdot c \cdot Vc \cdot e \cdot L} \times 1,13 \sqrt{\frac{R}{l_0}} \text{ [}^\circ\text{C]}$$

Onde  $l_0$  o comprimento de contacto entre a apara e a face de ataque da ferramenta de corte, que se obtém pela seguinte expressão:

$$l_0 = e \cdot Gr^{1,5} \text{ [mm]}$$

- g) Temperatura máxima:

$$\theta_{max} = \theta_m + \theta_s + \theta_0 \text{ [}^\circ\text{C]}$$

Onde  $\theta_0$ , é a temperatura inicial da peça.

## ANEXO D – COMPOSIÇÃO QUÍMICA E PROPRIEDADES MECÂNICAS DAS LIGAS SUBMETIDAS AOS TESTES

Na Tabela A4, estão indicadas as composições químicas das ligas abordadas no trabalho desta tese incluindo as suas propriedades mecânicas.

**Tabela A4:** Composição química e propriedades mecânicas das ligas estudadas.

Liga	Composição química							Temperatura de transição para $\beta$ (°C)	Limite Elástico (MPa)	Tensão Nominal Máxima (MPa)	Máxima Elongação (%)	Dureza HB
	Al	Mo	V	Fe	Cr	O	Sn					
Ti6Al4V	6	-	4	-	-	0,2	-	995	900	1000	18	241
Ti555.3	5	5	5	0,3	3	0,2	-	860	1050	1200	10	270
Ti54M	5	0,7	4	0,5	-	0,2	-	965	892	971	16,5	237
Ti (grau 2)	-	-	-	-	-	0,2	-	882	170	241	15	220
Ti6Al6V2Sn	6	-	6	-	-	0,2	2	946	930	1090	17	333